
Numerische Schwingfestigkeitsanalyse von Widerstandspunktschweißungen

Vom Fachbereich Maschinenbau der Technischen Universität Darmstadt
zur Erlangung des akademischen Grades Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation von Dipl.-Ing. Sebastian Lohse aus Dresden
Januar 2018 — Darmstadt — D 17



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
DARMSTADT



Numerische Schwingfestigkeitsanalyse von Widerstandspunktschweißungen

Genehmigte Dissertation von Dipl.-Ing. Sebastian Lohse aus Dresden

1. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Tobias Melz
2. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Matthias Oechsner

Tag der Einreichung: 7. November 2016

Tag der Prüfung: 17. Januar 2017

Darmstadt — D 17

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:

URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-43460

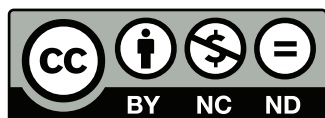
URL: <http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/4346>

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,

E-Publishing-Service der TU Darmstadt

<http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>

tuprints@ulb.tu-darmstadt.de



Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Commons Lizenz:

Creative Commons Namensnennung - Nicht kommerziell - Keine Bearbeitungen 4.0 International

<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>

Erklärung zur Dissertation

Hiermit versichere ich, die vorliegende Dissertation ohne Hilfe Dritter nur mit den angegebenen Quellen und Hilfsmitteln angefertigt zu haben. Alle Stellen, die aus Quellen entnommen wurden, sind als solche kenntlich gemacht. Diese Arbeit hat in gleicher oder ähnlicher Form noch keiner Prüfungsbehörde vorgelegen.

Darmstadt, den 5. Januar 2018

(Sebastian Lohse)



Danksagung

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit in der Gruppe „Lasten, Simulation“ der Abteilung „Betriebsfestigkeit“ der BMW AG. Die Betreuung übernahm das Fachgebiet Systemzuverlässigkeit und Maschinenakustik der Technischen Universität Darmstadt.

Zum Gelingen dieser Arbeit trugen zahlreiche Personen bei, denen ich zu Dank verpflichtet bin:

Meinem Doktorvater Prof. Dr. Tobias Melz für die Übernahme des Hauptreferats.

Herrn Prof. Dr. Matthias Oechsner für die Übernahme des Ko-Referats.

Meinem direkten Vorgesetzten Dr. Martin Brune, welcher mich stets unterstützte und zur Konzentration auf die Arbeit anhielt.

Meinen internen Betreuern Dr. Helge Oppermann und Dr. Thomas Bruder für die zahlreichen Rücksprachen und fachlichen Anregungen zur Verbesserung der Arbeit.

Meinen direkten Gruppenkollegen Herrn Matthias Metschkoll, Herrn Harald Fleischer, Herrn Dr. Florian Bachmann und Herrn Dr. Halvar Schmidt für die vielen Anregungen, Hilfestellungen und Aufmunterungen. Mit der angenehmen Arbeitsatmosphäre haben Sie wesentlich zum Gelingen beigetragen.

Desweiteren natürlich auch den vielen weiteren Kollegen und Mitdoktoranden, stellvertretend genannt sein sollen Herr Christian Zeherbauer, Herr Christoph Matz und Herr Johannes Ebert. Sie standen mir stets mit fachlicher Hilfe und Kritik sowie konstruktiven Gesprächen zur Seite.

Weiterhin sollen Herr Gökhan Serhat und Herr Johannes Aicher nicht unerwähnt bleiben, welche in ihrer Tätigkeit als Diplomanden wesentlich zur der Umsetzung der Arbeit beigetragen haben.

Und last but not least meiner Frau Maria Lohse für die Unterstützung bei der Fertigstellung der Arbeit.

Ihr und unserer Tochter Nora sei diese Arbeit gewidmet.



Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis	VII
Tabellenverzeichnis	XVII
Abkürzungsverzeichnis	XVIII
Symbolverzeichnis	XXI
1. Einleitung und Zielsetzung	1
2. Stand der Wissenschaft und Technik	5
2.1. Betriebsfestigkeit	5
2.1.1. Experimentelle Schwingfestigkeitsuntersuchung	5
2.1.2. Auswertung von Wöhlerversuchen	11
2.1.3. Numerische Lebensdaueranalyse	14
2.1.4. Auslegungskriterien	17
2.1.5. Schadensakkumulation	19
2.2. Widerstandspunktschweißen	22
2.2.1. Verfahrensprinzip	23
2.2.2. Versagensmechanismen	24
2.2.3. Proben zur Ermittlung der Schwingfestigkeit	25
2.3. Finite Element Methode (FEM)	28
2.3.1. Methode	28
2.3.2. Modellierung von Schweißpunkten	31
3. Bewertungsgrundlage und Konzept BMWeld	39
3.1. Ausgangspunkt der Untersuchung	39
3.2. Versuchsdatenbasis	42
3.3. Berechnungskonzept BMWeld für Schweißpunkte	49
3.4. Geprüfte Varianten	56
3.5. Methodik zur Bewertung der Konzepte	59
4. Untersuchungen	61
4.1. Anbindungsmodellierung und die Verwendung eines Superelementes	61
4.2. Steifigkeitsabgleich	66
4.3. Schwingfestigkeitsanalyse für Stahl-Schweißpunktverbindungen	71
4.4. Schwingfestigkeitsanalyse mit Effektivspannung	82
4.5. Robustheit gegenüber variierender Netzgröße und Winkelfehlern	85
4.6. Modellierungs- und Berechnungsaufwand	95
4.7. Schwingfestigkeitsanalyse für Aluminium-Schweißpunktverbindungen	96
5. Bewertung der Untersuchungen	99
6. Einsatz in der Praxis	103

7. Zusammenfassung und Ausblick	107
7.1. Zusammenfassung	107
7.2. Ausblick	111
Literaturverzeichnis	113
A. Modellierungsrichtlinie für Schweißpunktsuperelemente	XXIII
B. Ergebnisse mit ECS FEMFAT	XXV
B.1. Lebensdauer-Diagramme	XXV
B.2. Wöhlerlinien	XXVIII
B.2.1. Nachrechnung der FEMFAT-Wöhlerlinie	XXVIII
B.2.2. Wöhlerlinien für eigene Abschätzung der Neigung	XXXII
C. Ergebnisse mit der Rupp-Methode	XXXVII
D. Robustheitsuntersuchung	XXXIX
D.1. Grobe Modellierung des Superelements	XXXIX
D.2. Feine Modellierung des Superelements	XLVI
D.3. FEMFAT	L
D.4. Rupp-Ronde	LII
E. Effektivspannungsauswertung	LV
F. Auswertungen BMWeld für Stahl	LVII
F.1. Wöhlerlinien	LVII
F.2. Lebensdauer-Diagramme	LXIV
G. Schweißpunkte in Aluminium	LXXXIII
G.1. Wöhlerlinien	LXXXIII
G.2. Gaßnerlinien	LXXXIX
G.3. Lebensdauer-Diagramme	XCI

Abbildungsverzeichnis

1.1.	Steigende Anforderungen bei der Lebensdaueranalyse nach Zeherbauer [2].	1
1.2.	Relative Anzahl von Punktverbindungen.	2
1.3.	Der Unfall von Eschede.	2
	a. Aufbau eines Radreifens aus [5].	2
	b. Foto des Unglücksortes aus [5].	2
	c. Berechnung des Risswachstums aus [6].	2
1.4.	V-Modell der Fahrzeugentwicklung mit Zeitpunkt der Bauteiloptimierung in Anlehnung an Brune [7].	3
2.1.	Einteilung der Betriebsfestigkeit nach Sonsino [9].	5
2.2.	Spannungsverhältnisse nach Haibach [5].	6
2.3.	Wöhlerkurve mit Eckwerten und verschiedenen Ansätzen für die Bewertung großer Schwingungszahlen.	8
2.4.	Beispiel für ein Haigh-Diagramm nach Haibach [5].	9
2.5.	Verschiedene Kollektivformen und deren Auswirkung auf die Lebensdauer.	11
	a. Kollektivformen für $\bar{H} = 1 \times 10^5$ und verschiedene Formparameter ν	11
	b. Vergleich der Lebensdauern bei verschiedenen Kollektivformen nach Sonsino [9].	11
2.6.	Auftragung von Ergebnissen eines Wöhlerversuchs im Wahrscheinlichkeitsnetz aus Haibach [5].	12
2.7.	Berechnungskonzepte nach Radaj et al. [12].	15
2.8.	Bestimmung der auslegungsrelevanten Spannung.	17
	a. Strukturspannung aus [12].	17
	b. Kerbspannung aus [45].	17
2.9.	Darstellung der verschiedenen Konzepte am Beispiel eines Stuhls aus [51].	18
	a. Safe life.	18
	b. Fail safe.	18
	c. Damage tolerance.	18
2.10.	Definition der Ausfallwahrscheinlichkeit am Beispiel einer statischen Belastung.	19
2.11.	Wöhlerkurve mit verschiedenen Ansätzen für die Bewertung großer Schwingungszahlen.	20
2.12.	Klassierung eines Beispielsignals mit der Rainflow-Methode.	22
2.13.	Darstellungsarten einer Rainflowklassierung.	22
	a. Matrixdarstellung.	22
	b. Dreidimensionale Balkendarstellung.	22
2.14.	Einordnung des Widerstandspunktschweißens nach DIN 1910 [74] innerhalb der Fügeverbindungen.	23
2.15.	Definition der Fügepartner sowie der Größen beim Widerstandspunktschweißen.	24
	a. Darstellung des Fügeprozesses aus der DIN EN 14610 [83].	24
	b. Schnittdarstellung eines Schweißpunktes aus der DIN EN ISO 17677-1 [75].	24
2.16.	Anrisslagen bei Schweißpunkten und Bild (c) nach Pouranvari et al. [84], Bilder (a) und (b) aus FAT-Bericht 78 [87].	25
	a. Punktriss.	25
	b. Ausknöpfen.	25
	c. Teilpunktriss.	25

2.17.	Bilder ausgewählter Schweißpunktproben.	26
a.	Rohrprobe.	26
b.	KS-2-Probe und mögliche Belastungen aus [89].	26
c.	Scherzug-, Schälzug- und H-Scherzugprobe aus dem FAT-Bericht 179 [90].	26
d.	Hutprofil aus dem FAT-Bericht 138 [77].	26
e.	Doppelhutprofil unter Torsionsbelastung aus dem FAT-Bericht 164 [91].	26
2.18.	Darstellung üblicher Elementtypen in der FEM und Ansatzfunktionen aus Gehrt [101].	30
2.19.	Beispiele für die FEM-Modellierung von Schweißpunkten.	31
a.	Rupp original aus [24].	31
b.	Rupp mit umgebender Ronde aus [24].	31
c.	Linchweid.	31
d.	Balkenmodell nach Salvini et al. [102].	31
e.	Balkenverbindung mit 2 Elementringen aus [103].	31
f.	Kerbfeinvernetzung aus [24].	31
2.20.	Definition der Schnittkräfte und -momente für die Umrechnung auf versagensrelevante Spannungen bei Rupp und Nakahara.	33
2.21.	Definition der Durchmesser für die Radialspannungsumrechnung nach Rupp.	34
2.22.	Beispiel für Unterschiede zwischen kraft- und spannungsbasierter Auswertung.	36
2.23.	Unterschiede in der Solid-Modellierung der Schweißpunkte.	37
a.	Solid-Modellierung aus [114].	37
b.	Solid-Modellierung aus [37].	37
2.24.	Prozess zur Berechnung der Schweißpunkte nach de Bruyne et al. [37].	38
a.	Pre-Processing.	38
b.	Post-Processing.	38
3.1.	Prinzipdarstellung der modifizierten Rohrprobe.	39
3.2.	Wöhlerdarstellung der Versuche an Rohrproben ausgewertet mit der Formel nach Rupp mit $\frac{d}{D} = 0,1$ und $\frac{d}{D} = 0,2$. Abbildung nach Störzel [124].	40
3.3.	Beispiel für ein Halterblech mit geringer Flanschfläche und mehreren Schweißpunkten, resultierend in einem nahem Steifigkeitssprung.	41
3.4.	Wöhlerdarstellung der Versuche an Rohrproben nach dem Kerbspannungskonzept ausgewertet. Abbildung nach Störzel [124].	41
3.5.	Prozess zur Validierung einer neuen Fügeelementverbindung.	42
3.6.	Vergleich der Mittelspannungsparameter aus der Literatur und der in der Arbeit eingesetzten.	46
3.7.	Orientierung des Schweißpunktes im Feinmodell. Die 3 Ziffern geben das Suffix der Knotennummer an.	50
3.8.	Darstellung der Schweißpunkte als braune Hexaeder im FE-Modell.	51
3.9.	Bereiche mit zentrischer Streckung.	52
3.10.	Verschiebung der Mittelknoten bei Elementen mit quadratischer Ansatzfunktion. Abbildung für nicht genau mittig platzierter Knoten.	52
a.	Gesamter skaliert Schweißpunkt.	52
b.	Detailabbildung des Mittelknotens (gelber Kreis) und korrekte Verschiebung (gelber Pfeil). Knoten sind als weiße Marker visualisiert.	52
3.11.	Prozessschaubild für BMWeld.	54
3.12.	Verwendete beziehungsweise erzeugte Dateien bei dem BMWeld-Prozess.	55
3.13.	Schnitttdarstellung der FE-Vernetzung der verwendeten Schweißpunktfeinmodelle.	58
a.	Grobe Vernetzung.	58
b.	Feine Vernetzung.	58

3.14.	Volumenvernetzung des kompletten Hutprofils.	58
a.	Gesamtansicht.	58
b.	Detailbild Schweißpunkt.	58
c.	Schnittansicht durch Schweißpunkt.	58
4.1.	Vergleichende Darstellung der 3 untersuchten Modellierungen bei einer Schälzugprobe.	61
4.2.	Relativvergleich der Ergebnisse des Superelementes mit denen des eingebauten Kerbspannungsmodells.	63
4.3.	H-Scherzugprobe mit freier Länge sowie der versteiften Länge durch das Interpolationselement.	64
4.4.	Relativvergleich der Ergebnisse des Superelementes mit denen der vollständigen Volumenvernetzung.	66
4.5.	Messpunkte und -verfahren für die Auswertung der Torsionssteifigkeit am Beispiel eines Hutprofils.	67
4.6.	Vergleich der Steifigkeit der verschiedenen Modellierungen unter Torsionsbelastung.	68
4.7.	Darstellung der Steifigkeiten im Finite Element Methode (FEM)-Modell.	69
a.	Modellierung mit einem Balken zwischen den Schalen.	69
b.	Einbau des Superelementes direkt in das FEM-Netz.	69
c.	Einbau des Schweißpunktes mit Hilfe von Interpolationslementen in das FEM-Netz.	69
4.8.	Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	71
4.9.	Lebensdauerdiagramm für BMWeld mit 8 Anbindungspunkten, direkter Anbindung und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung unterteilt nach Probenform.	73
4.10.	Lebensdauerdiagramm für BMWeld mit 16 Anbindungspunkten, direkter Anbindung und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung unterteilt nach Probenform.	73
4.11.	Lebensdauerdiagramm für die Berechnung nach Rupp unterteilt nach Probenform.	75
4.12.	Lebensdauerdiagramm für die Berechnung nach Rupp unterteilt nach Probentypen, geometrischen Parametern und Belastungen.	76
4.13.	Wöhlerkurven berechnet für Rupp-Methode.	77
a.	Mit Daten der Rohrprobenversuche.	77
b.	Ohne Daten der Rohrprobenversuche.	77
4.14.	Prozess zur Nachrechnung mit FEMFAT.	78
4.15.	Lebensdauer-Lebensdauer-Diagramme für die FEMFAT-Nachrechnung unterteilt nach Probentypen, geometrischen Parametern und Belastungen.	79
4.16.	Lebensdauer-Lebensdauer-Diagramme für die FEMFAT-Nachrechnung unterteilt nach Probentyp.	80
4.17.	Ergebnisse der Wöhlerlinienberechnung bei Übernahme der FEMFAT-Wöhlerlinie für 45°.	80
4.18.	Ergebnisse der Wöhlerlinienberechnung bei Übernahme der FEMFAT-Wöhlerlinie für 60°.	82
4.19.	Vergleich der Schwingfestigkeitsanalyse bei Übernahme der FEMFAT-Wöhlerlinie und optimierten Parametern.	83
a.	Wöhlerauswertung für 90°, Mitgelieferte Wöhlerlinie, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,25$	83
b.	Optimierte Wöhlerlinie für 90°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 1,85$	83

4.20.	Auswertepfad für die Effektivspannung.	84
a.	Grobe Elementierung.	84
b.	Feine Elementierung.	84
4.21.	Relative kritische Kerbspannungen zur Bewertung der Spannungsgradienten.	85
a.	Grobe Elementierung.	85
b.	Feine Elementierung.	85
4.22.	Streuspannen T_σ in Abhängigkeit der für die Ermittlung der Effektivspannung betrachteten Tiefe.	86
4.23.	Untersuchte Konfigurationen des Interpolationselementes für die Netzfeinheit von $l_m = 5 \text{ mm}$	86
a.	Ausgangskonfiguration.	86
b.	Verbesserte Konfiguration der Interpolationselemente auf Kosten der Elementqualität.	86
4.24.	Vergleich der Kerbspannungen bei Variation der umgebenden Netzgröße und 8 Anbindungspunkten.	91
a.	Indirekte Anbindung.	91
b.	Direkte Anbindung.	91
4.25.	Vergleich der Kerbspannungen bei Variation der umgebenden Netzgröße und 16 Anbindungspunkten.	92
4.26.	Vergleich der kritischen Spannung bei Variation der umgebenden Netzgröße und Rupp- beziehungsweise FEMFAT-Modellierung.	92
4.27.	Vergleich der Kerbspannungen bei Verdrehung des Superelementes mit 8 Anbindungspunkten	93
a.	Direkte Anbindung.	93
b.	Indirekte Anbindung.	93
4.28.	Vergleich der Kerbspannungen bei Verdrehung des Superelementes mit 8 Anbindungspunkten.	94
4.29.	Vergleich der kritischen Spannungen bei Verdrehung des Schweißpunktes und Rupp- beziehungsweise FEMFAT-Modellierung.	94
4.30.	Sehr schlechte Qualität der Vernetzung bei mittlerer Elementkantenlänge von 8 mm und FEMFAT-Modellierung.	95
4.31.	Problematisch kleine und grob vernetzte Verrundung für den Einbau eines BMWeld Superelements mit 8 Anbindungspunkten. Abgebildet ist eine indirekte Anbindung, bei der der Hexaeder übersteht.	96
4.32.	Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	97
4.33.	Gaßnerkurve für 8 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	98
5.1.	Graphische Darstellung der Bewertung verschiedener Superelement- und herkömmlicher Modellierungen.	102
6.1.	Aufbau einer Prüfung der Anhängenvorrichtung.	103
6.2.	Geometrie nahe der geschädigten Schweißpunkte.	104
a.	Überblick Geometrie.	104
b.	Detail - angerissene Schweißpunkte rot markiert.	104
6.3.	Ergebnisse der numerischen Lebensdaueranalyse.	105
a.	Berechnet mit der Software ECS FEMFAT.	105
b.	Berechnet mit der BMWeld-Methode.	105
6.4.	Position des Halters im Fahrzeug und Schadensbild.	106
a.	Gesamtansicht des Tanks im Fahrzeug.	106

b. Schadensbild an Halter 1.	106
6.5. Vergleich der numerischen Lebensdaueranalyse mit FEMFAT und BMWeld.	106
7.1. Wöhler- und Gaßnerkurven für Aluminium- und Stahlschweißpunkte für eine Modellierung mit 8 Anbindungspunkten, direkter Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	110
A.1. Nummerierung der Knoten und Orientierung des Schweißpunktes im Feinmodell. . .	XXIV
B.1. Lebensdauer-Lebensdauer-Plot bei Auswertung mit der originalen FEMFAT-Wöhlerlinie. Unterscheidung nach Probentyp, geometrischen Größen und Belastung.	XXV
B.2. Lebensdauer-Lebensdauer-Plot bei Auswertung mit der originalen FEMFAT-Wöhlerlinie. Unterscheidung nach Material.	XXVI
B.3. Lebensdauer-Lebensdauer-Plot bei Auswertung mit der originalen FEMFAT-Wöhlerlinie. Unterscheidung nach Probentyp.	XXVI
B.4. Lebensdauer-Lebensdauer-Plot bei Auswertung mit der originalen FEMFAT-Wöhlerlinie. Unterscheidung nach R-Wert.	XXVII
B.5. Lebensdauer-Lebensdauer-Plot bei Auswertung mit der originalen FEMFAT-Wöhlerlinie. Unterscheidung nach Belastungswinkel aus FEMAT.	XXVII
B.6. Wöhlerauswertung mit FEMFAT-Wöhlerlinie für 0°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,50$. . .	XXVIII
B.7. Wöhlerauswertung mit FEMFAT-Wöhlerlinie für 15°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 3,35$. .	XXVIII
B.8. Wöhlerauswertung mit FEMFAT-Wöhlerlinie für 30°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,67$. .	XXIX
B.9. Wöhlerauswertung mit FEMFAT-Wöhlerlinie für 45°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,04$. .	XXIX
B.10. Wöhlerauswertung mit FEMFAT-Wöhlerlinie für 60°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,64$. .	XXX
B.11. Wöhlerauswertung mit FEMFAT-Wöhlerlinie für 75°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 1,51$. .	XXXI
B.12. Wöhlerauswertung mit FEMFAT-Wöhlerlinie für 90°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,25$. .	XXXI
B.13. Wöhlerauswertung mit optimierter Wöhlerlinie für 0°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 1,46$. .	XXXII
B.14. Wöhlerauswertung mit optimierter Wöhlerlinie für 15°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,02$. .	XXXII
B.15. Wöhlerauswertung mit optimierter Wöhlerlinie für 30°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,18$. .	XXXIII
B.16. Wöhlerauswertung mit optimierter Wöhlerlinie für 45°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,01$. .	XXXIII
B.17. Wöhlerauswertung mit optimierter Wöhlerlinie für 60°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,41$. .	XXXIV
B.18. Wöhlerauswertung mit optimierter Wöhlerlinie für 75°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 1,27$. .	XXXV
B.19. Wöhlerauswertung mit optimierter Wöhlerlinie für 90°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 1,85$. .	XXXV
C.1. Lebensdauerdiagramm für die Berechnung nach Rupp. Unterscheidung nach Pro- bentyp, geometrischen Größen und Belastung.	XXXVII
C.2. Lebensdauerdiagramm für die Berechnung nach Rupp unterteilt nach Probenform. . .	XXXVIII
C.3. Lebensdauerdiagramm für die Berechnung nach Rupp unterteilt nach Material. . .	XXXVIII
F.1. Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.	LVII
F.2. Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.	LVII
F.3. Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.	LVIII
F.4. Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.	LIX

F.5.	Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	LIX
F.6.	Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	LX
F.7.	Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	LX
F.8.	Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	LXI
F.9.	Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.	LXI
F.10.	Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.	LXII
F.11.	Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	LXII
F.12.	Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	LXIII
F.13.	Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Probentyp, geometrischen Größen und Belastung.	LXIV
F.14.	Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Materialien.	LXV
F.15.	Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Probentyp.	LXVI
F.16.	Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Summendicke der verbundenen Bleche.	LXVI
F.17.	Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp, geometrischen Größen und Belastung.	LXVII
F.18.	Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Materialien.	LXVIII
F.19.	Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp.	LXVIII
F.20.	Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Summendicke der verbundenen Bleche.	LXIX

F.21. Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Probentyp, geometrischen Größen und Belastung.	LXX
F.22. Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Materialien.	LXXI
F.23. Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Probentyp.	LXXI
F.24. Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Summendicke der verbundenen Bleche.	LXXII
F.25. Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Probentyp, geometrischen Größen und Belastung.	LXXIII
F.26. Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Materialien.	LXXIV
F.27. Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Probentyp.	LXXIV
F.28. Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Summendicke der verbundenen Bleche.	LXXV
F.29. Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp, geometrischen Größen und Belastung.	LXXVI
F.30. Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Materialien.	LXXVII
F.31. Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp.	LXXVII
F.32. Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Summendicke der verbundenen Bleche. . . .	LXXVIII
F.33. Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp, geometrischen Größen und Belastung.	LXXIX
F.34. Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Materialien.	LXXX

F.35.	Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp.	LXXX
F.36.	Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Summendicke der verbundenen Bleche. . . .	LXXXI
G.1.	Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	LXXXIII
G.2.	Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	LXXXIII
G.3.	Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	LXXXIV
G.4.	Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	LXXXIV
G.5.	Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der von Mises-Vergleichsspannung.	LXXXV
G.6.	Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der von Mises-Vergleichsspannung.	LXXXV
G.7.	Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der von Mises-Vergleichsspannung.	LXXXVI
G.8.	Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der von Mises-Vergleichsspannung.	LXXXVI
G.9.	Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.	LXXXVII
G.10.	Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.	LXXXVII
G.11.	Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.	LXXXVIII
G.12.	Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.	LXXXVIII
G.13.	Gaßnerkurve für 8 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	LXXXIX
G.14.	Gaßnerkurve für 16 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	LXXXIX
G.15.	Gaßnerkurve für 8 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	XC
G.16.	Gaßnerkurve für 16 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.	XC
G.17.	Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp, geometrischen Größen und Belastung.	XCI
G.18.	Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Materialien.	XCI
G.19.	Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp.	XCII

G.20. Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Proben­typ, geometrischen Größen und Belastung.	XCII
G.21. Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Materialien.	XCIII
G.22. Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Proben­typ.	XCIV
G.23. Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Proben­typ, geometrischen Größen und Belastung.	XCIV
G.24. Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Materialien.	XCV
G.25. Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Proben­typ.	XCV
G.26. Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Proben­typ, geometrischen Größen und Belastung.	XCVI
G.27. Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Materialien.	XCVI
G.28. Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Proben­typ.	XCVII



Tabellenverzeichnis

2.1.	Übersicht über Schweißpunktproben und den damit realisierbaren Belastungen. . . .	27
2.2.	Streuspannen für verschiedene Modellierungen und Datenbasen.	34
a.	Aus FAT-Bericht 179 [90].	34
b.	Aus FAT-Bericht 239 [24].	34
3.1.	Experimentelle Datenbasis für Stahlschweißpunkte.	43
3.2.	Experimentelle Datenbasis für Aluminiumschweißpunkte in Hutprofilen.	44
a.	Wöhlerversuche.	44
b.	Gaßnerversuche. Alle Daten stammen aus dem FAT-Bericht 138 [77] basierend auf einem normalverteilten Kollektiv.	44
3.3.	Aus der Datenbasis für Hutprofile berechnete Mittelspannungsempfindlichkeiten M für Wöhlerlinien mit der Neigung $k = 6$	45
a.	Stahlschweißpunkte.	45
b.	Aluminiumschweißpunkte.	45
3.4.	Mittelspannungsempfindlichkeiten aus der Literatur.	46
3.5.	Streuspannen für die Stahl-Ausgangsdaten mit reinen Lastfällen.	47
3.6.	Streuspannen für die Aluminium-Ausgangsdaten.	48
3.7.	Bewertung verschiedener Möglichkeiten der Superelementeinbindung in Nastran. . .	50
3.8.	Visualisierung der geprüften Anbindungsarten des Superelementes an das umge- bende Netz.	57
3.9.	Grenzen für die Bewertung der geprüften Varianten.	59
4.1.	Verglichene Modellierungen.	62
4.2.	Werte zum Vergleich Kerbfeinmodell, Schweißpunktfeinmodell in Schalenmodell be- ziehungsweise Superelement in Schalenmodell eingebaut.	64
4.3.	Relative Steifigkeiten der betrachteten Modellierungsvarianten.	70
4.4.	Kennwerte der Wöhlerlinien - Berechnet für $R = 0$	74
4.5.	Wöhlerlinienberechnungen mit freien Parametern für die FEMFAT-Nachrechnung. .	78
4.6.	Ergebnisse der Wöhlerlinienberechnung für FEMFAT.	81
4.7.	Testszenarios für Flanschabbildungen bei verschiedenen Feinheiten des umgeben- den Netzes.	87
4.8.	Testszenarios für Verdrehung des Hexaeders zur Flanschseite bei 8 Anbindungs- punkten.	88
4.9.	Testszenarios für Verdrehung des Hexaeders zur Flanschseite bei 16 Anbindungs- punkten.	89
4.10.	Daten der Wöhler- und Gaßnerkurven für Aluminium-Schweißpunkte.	97
a.	Daten der Wöhlerkurven.	97
b.	Daten der Gaßnerkurven für das verwendete Kollektiv mit Normalverteilung. . .	97
5.1.	Punktbewertung der Schweißpunktmodelle.	100
5.2.	Zusammengefasste Ergebnisse als Grundlage der Punktbewertung.	101
7.1.	Kennzahlen für die verwendeten Kerbfeinmodellierungen.	108

7.2.	Kennwerte der Wöhlerlinien bei Einsatz der Kerbfeinmodelle aus der vorliegenden Arbeit. N_K ist stets 1×10^7 , $R = 0$	110
D.1.	Kerbspannungen für verschiedene Netzfeinheiten getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 8 Anbindungspunkten und RBE3-Anbindung.	XXXIX
D.2.	Kerbspannungen für verschiedene Netzfeinheiten getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 16 Anbindungspunkten und RBE3-Anbindung.	XL
D.3.	Spannungswerte für verschiedene Netzfeinheiten getrennt nach Belastung und Anzahl der Anbindungspunkte (AP) für eine BMWeld-Modellierung mit direkter Anbindung.	XLI
D.4.	Kerbspannungen für eine Verdrehung des Hexaeders gegenüber des Flansches getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 5 mm Netzfeinheit, 8 Anbindungspunkten und direkter Anbindung.	XLII
D.5.	Kerbspannungen für eine Verdrehung des Hexaeders gegenüber des Flansches getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 5 mm Netzfeinheit, 8 Anbindungspunkten und indirekter Anbindung.	XLIII
D.6.	Kerbspannungen für eine Verdrehung des Hexaeders gegenüber des Flansches getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 5 mm Netzfeinheit, 16 Anbindungspunkten und direkter Anbindung.	XLIV
D.7.	Kerbspannungen für eine Verdrehung des Hexaeders gegenüber des Flansches getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 5 mm Netzfeinheit, 16 Anbindungspunkten und indirekter Anbindung.	XLV
D.8.	Kerbspannungen für verschiedene Netzfeinheiten getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 8 Anbindungspunkten und RBE3-Anbindung.	XLVI
D.9.	Kerbspannungen für verschiedene Netzfeinheiten getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit direkter Anbindung.	XLVII
D.10.	Kerbspannungen für eine Verdrehung des Hexaeders gegenüber des Flansches getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 5 mm Netzfeinheit, 8 Anbindungspunkten und direkter Anbindung.	XLVIII
D.11.	Kerbspannungen für eine Verdrehung des Hexaeders gegenüber des Flansches getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 5 mm Netzfeinheit, 8 Anbindungspunkten und indirekter Anbindung.	XLIX
D.12.	Elementspannungen für verschiedene Netzfeinheiten getrennt nach Belastung.	L
D.13.	Elementspannungen für eine Verdrehung des Schweißpunktes gegenüber der Flanschkante getrennt nach Belastung.	LI
D.14.	Rupp-Radialspannungen für verschiedene Netzfeinheiten getrennt nach Belastung.	LII
D.15.	Rupp-Radialspannungen für eine Verdrehung des Schweißpunktes gegenüber der Flanschkante getrennt nach Belastung.	LIII
E.1.	Berechnete Effektivspannungen für eine grobe SP-Elementierung.	LV
E.2.	Berechnete Effektivspannungen für eine feine SP-Elementierung.	LVI

Abkürzungsverzeichnis

Animator	Animator - Ein universell verwendbarer Post-Processor der gns mbH
AP	Anbindungspunkte
CA	Constant amplitude - Versuche mit konstanter Amplitude, auch Wöhlerversuche genannt
DMS	Dehnmessstreifen
DVS	Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V.
FAT	Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V.
FEM	Finite Element Methode
FEMFAT	Finite Element Method Fatigue - Ein Lebensdauersolver von Magna ECS
IIW	International Institute of Welding
LBF Darmstadt	Fraunhofer Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit Darmstadt
LWF	Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik an der Universität Paderborn
LZR	Last-Zeit-Reihe(n)
MKS	Mehrkörpersimulation
MLE	Maximum Likelihood Estimation
Nastran	NASA structural analysis system
PATRAN	PATRAN - Ein Pre- und Post-Processor für MSC Nastran
RBE3	Rigid Body Element Typ 3 - Definiert ein Interpolationselement, welches Verschiebungen von angebundenen Knoten auf einen Referenzknoten interpoliert.
RP	Rohrprobe
RP10	Rohrprobe mit $t_1 = 1 \text{ mm}$ und $t_2 = 1,6 \text{ mm}$
RP12	Rohrprobe mit $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}$
SAEZ	Schälzug-Probe
SE	Superelement
SEZ	Scherzugprobe
SP	Schweißpunkt
VA	Variable amplitude - Versuche mit variabler Amplitude, auch Gaßnerversuche genannt



Symbolverzeichnis

Symbol	Einheit	Beschreibung
c	z.B. Nm^{-1}	Steifigkeit z.B. Längssteifigkeit
c_T	$\frac{\text{Nm}}{\circ}$	Torsionssteifigkeit
D	-	Schadenssumme
d_{SP}	mm	Schweißpunktdurchmesser
F	N	Kraft
\overline{H}	-	Kollektivumfang - Gesamtzahl der auftretenden Schwingspiele
H_i	-	Schwingspiele für Laststufe i
k	-	Neigung der Wöhlerkurve im Zeitfestigkeitsbereich
k_{gew}	-	Neigung der gewichteten Wöhlerkurve
k_r	-	Neigung der Wöhlerkurve für angerissene Proben
k'	-	Neigung der Wöhlerkurve nach dem Zeitfestigkeitsbereich, abgeschätzt zur numerischen Lebensdaueranalyse
$k'_{\text{Cut-Off}}$	-	Neigung der Wöhlerkurve nach dem Zeitfestigkeitsbereich, abgeschätzt bis zu einer Cut-Off Spannung
k^*	-	Neigung der Wöhlerkurve nach dem Zeitfestigkeitsbereich, berechnet aus Versuchsdaten
l_m	mm	Mittlere Kantenlänge des FE-Netzes
M	-	Mittelspannungsempfindlichkeit - üblicherweise angegeben für $-1 < R < 0$
m	-	Parameter der Haibach-Formel zur Fortsetzung der Wöhlerlinie bei hohen Schwingspielzahlen
$M_{-1 < R \leq 0}$	-	Mittelspannungsempfindlichkeit - angegeben für $-1 < R \leq 0$
$M_{0 < R \leq 0,5}$	-	Mittelspannungsempfindlichkeit - angegeben für $0 < R \leq 0,5$
m	-	Informationstensor beim Maximum Likelihood Verfahren nach Haibach-Spindel
n_1	-	Anzahl der Versuche mit Bruch unterhalb von N_K
n_2	-	Anzahl der Versuche mit Bruch oberhalb von N_K
N_D	-	Schwingspielzahl bei der ein Versuch spätestens abgebrochen wird
n_D	-	Anzahl der Versuche ohne Bruch bei Erreichen von N_D
N_K	-	Schwingspielzahl am Abknickpunkt
$P_{\text{ÜL}}$	%	Überlebenswahrscheinlichkeit
R	-	Spannungsverhältnis
r_f	mm	Fiktiver Kerbradius für Berechnungen
R_m	MPa	Zugfestigkeit
s	-	Standardabweichung

Symbol	Einheit	Beschreibung
s_i	-	Standardabweichung des Parameters i aus Varianzmatrix
s_N	-	Standardabweichung der Lebensdauer
s_σ	-	Standardabweichung der Spannung
s_y	-	Maß für die Streuung beim Maximum Likelihood Verfahren nach Haibach-Spindel
t_i	mm	Blechdicke des Bleches i
t_{ist}	mm	Blechstärke des ursprünglichen Kerbfeinmodells bei BWeld
T_σ	-	Streuung der Wöhlerdaten in Spannungsrichtung für die Wöhlerkurven mit 90 % und 10 % Überlebenswahrscheinlichkeit
\overline{T}_σ	-	Mit der Versuchsanzahl gewichtete mittlere Streuung der Wöhlerdaten in Spannungsrichtung für die Wöhlerkurven mit 90 % und 10 % Überlebenswahrscheinlichkeit
t_{soll}	mm	Zielblechstärke bei BWeld
ν	-	Völligkeitsmaß eines Signals nach der FKM-Richtlinie
ν	-	Varianzmatrix aus dem Informationstensor des Maximum Likelihood Verfahrens nach Haibach-Spindel
$y(N_K)$	z.B. MPa	Belastung am Abknickpunkt
ν	-	Formparameter eines Kollektivs
$\sigma_{Biegung}$	MPa	Biegespannung
σ_a	MPa	Amplitude einer Schwingbeanspruchung
σ_{ai}	MPa	Spannungsamplitude der Laststufe i
$\overline{\sigma}_a$	MPa	Maximale Spannungsamplitude eines Kollektivs
$\sigma_{a,NK}$	MPa	Spannungsamplitude am Abknickpunkt
σ_D	MPa	Angenommene Dauerfestigkeit eines Materials
σ_{eff}	MPa	Effektivspannung
$\sigma_{eff,0-i}$	MPa	Effektivspannung von der Kerboberfläche bis Tiefe i
σ_{HNS}	MPa	Hauptnormalspannung
$\sigma_{HotSpot}$	MPa	Kerbspannung beim Strukturspannungskonzept nach Hobbacher
σ_i	MPa	Spannung in der Tiefe i
σ_K	MPa	Kerbspannung
σ_m	MPa	Mittlere Spannung einer Schwingbeanspruchung
$\overline{\sigma}_m$	MPa	Mittelspannung bei der maximalen Spannungsamplitude eines Kollektivs
σ_o	MPa	Oberer Grenzwert einer Schwingbeanspruchung
σ_r	MPa	Radialspannung im Schweißpunkt
σ_u	MPa	Unterer Grenzwert einer Schwingbeanspruchung
σ_{vM}	MPa	Vergleichsspannung nach von Mises
σ_{Zug}	MPa	Zugspannung
τ_{Schub}	MPa	Schubspannung
$\tau_{Torsion}$	MPa	Torsionsspannung

1 Einleitung und Zielsetzung

Seit Beginn des Automobilbaus vor über hundert Jahren haben sich die Entwicklungszeiten wesentlich verkürzt. Üblicherweise liegen nur noch zwei bis drei Jahre zwischen dem Start der Konzeptentwicklung und dem Produktionsstart für Serienfahrzeuge [1]. Unter der Prämisse, dass sicherheitsrelevante Bauteile frühzeitig finalisiert werden müssen und insbesondere experimentelle Lebensdaueranalysen längere Prüfzeiten benötigen, müssen belastbare Aussagen bereits in frühen Phasen der Entwicklung getroffen werden. Gerade im Hinblick auf steigende Anforderungen bei der CO₂-Reduzierung und den Kosteneinsparungen müssen die Bauteile zunehmend leichter werden. Die Genauigkeit der Lebensdaueranalyse muss also steigen, um auf große Sicherheitsfaktoren verzichten zu können. Weiterhin diversifiziert sich die Produktpalette der Automobilhersteller zunehmend. Während zum Beispiel bei BMW in den 1970er Jahren sechs verschiedene Fahrzeugmodelle produziert wurden, sind es heutzutage über vierzig. Diese Derivatevielfalt erfordert schnelle und möglichst automatisierte Prozesse. Einen Überblick über die genannten Anforderungen gibt Abbildung 1.1.

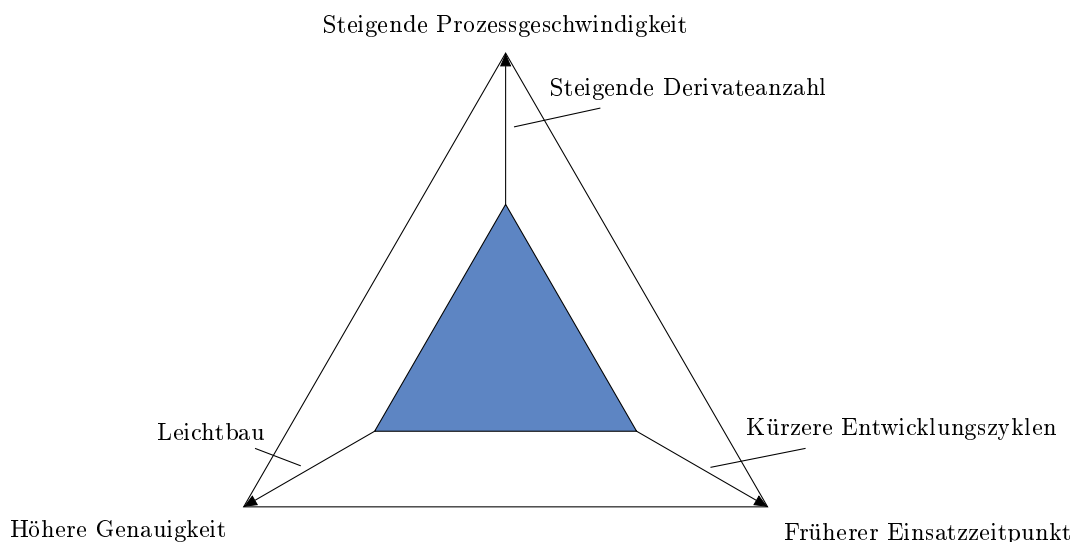


Abbildung 1.1.: Steigende Anforderungen bei der Lebensdaueranalyse nach Zeherbauer [2].

Vor allem bei Volumenmodellen sind die Widerstandspunktschweißverbindungen ein maßgebliches Verbindungselement von Blechen. Derzeit wird das Verfahren in der Serie aber nur für Verbindungen von Stahl-Stahl beziehungsweise Aluminium-Aluminium eingesetzt. Bei den aktuellen Fahrzeugen der 5er Serie ist die Karosserie an über 5500 Punkten mit Schweißpunkten gefügt. Die relativen Anteile verschiedener Punktfügearten sind für zwei Fahrzeuge dieser Baureihe in Abbildung 1.2 dargestellt, 85 % aller punktförmiger Verbindungen sind Schweißpunkte. Für Verbindungen zwischen Stahl und Aluminium werden unter anderem Klebnähte, Bolzen und Clinchniete eingesetzt.

Der wesentliche Vorteil des Widerstandspunktschweißens ist die günstige und hochautomatisierte Fertigung durch Roboter am Band. Taktzeiten von nicht einmal einer Sekunde pro Setzvorgang heben das Verfahren gegenüber anderen mechanischen Verbindungstechniken hervor. Neuere Entwicklungen wie Inserts zur Verbindung unterschiedlicher Materialien [3] versuchen die Vorteile des Schweißpunkts auch für den modernen Materialmischbau nutzbar zu machen. Eine robuste Lebensdauerbewertung aller Verbindungstypen ist dabei essentiell für die Auslegung der Karosseriestruktur. Ein Versagen der Schweißpunkte kann aufgrund der Häufigkeit ihres Einsatzes zu Akustikproblemen, schlechteren Fahr-

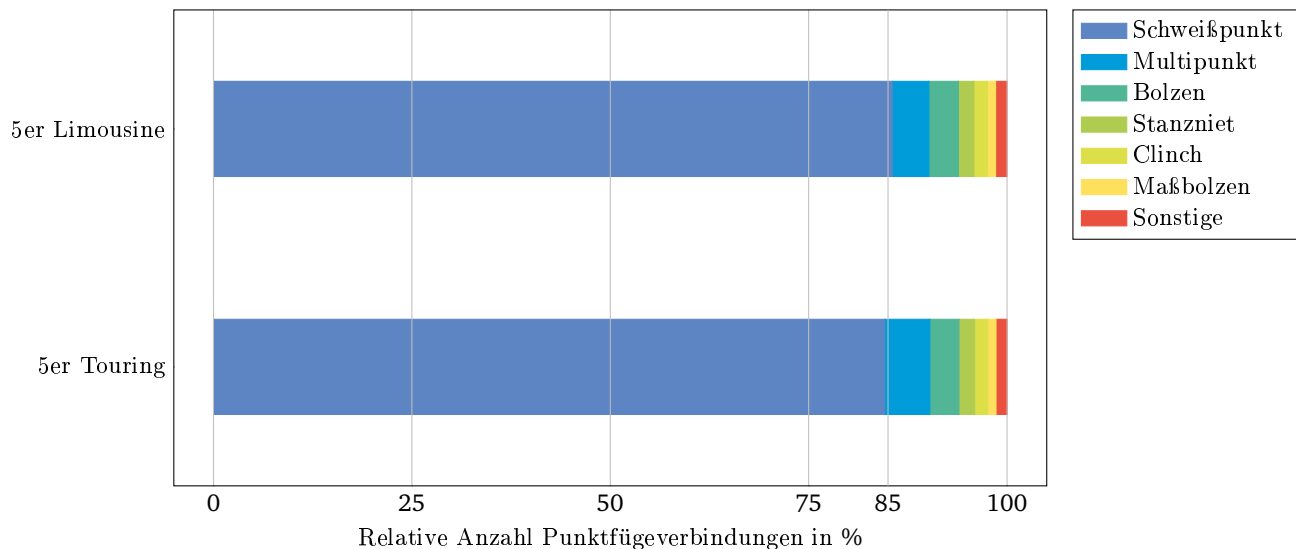


Abbildung 1.2.: Relative Anzahl von Punktverbindungen.

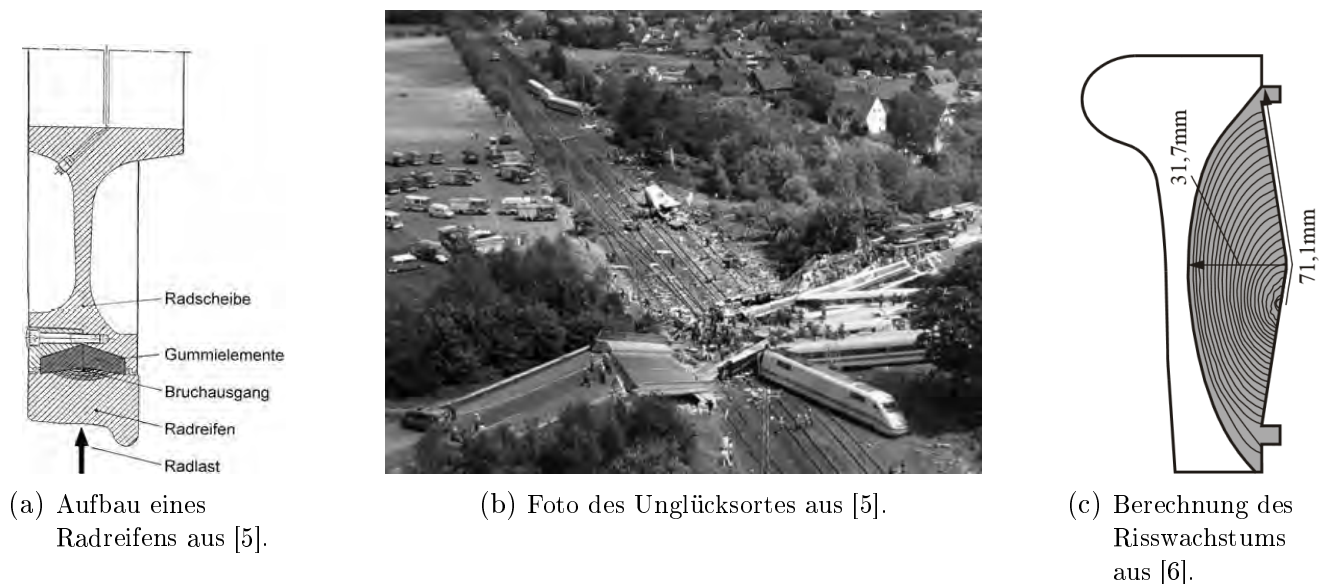


Abbildung 1.3.: Der Unfall von Eschede.

eigenschaften und schlussendlich bei gehäuften Auftreten auch zum sicherheitsrelevanten Versagen der Struktur führen.

Die Problemstellung, Bauteile und Baugruppen für die Belastung im alltäglichen Betrieb auszulegen, ist seit dem frühen 18. Jahrhundert im Fokus der Wissenschaft [4]. Zu dieser Zeit erkannten Ingenieure, dass Bauteile über ihre Lebenszeit „ermüden“ und somit die Belastbarkeit sinkt. Beispiele für diese Ermüdung sind zum einen Förderketten im Bergbau und zum anderen Radsatzwellen bei Zügen. Fehlendes Wissen oder Nichtbeachtung von Sicherheitsfaktoren führte zu Katastrophen wie dem Zugunglück bei Versailles im Jahr 1842, bei dem eine gebrochene Radsatzwelle zu über 50 Toten führte oder vor wenigen Jahren das ICE-Unglück in Eschede, bei welchem ein Radreifen brach, vergleiche Abbildung 1.3. Im Fahrzeugbau ist die Dimensionierung auf die geforderte Lebensdauer neben Crash-, Sonder- und Missbrauchslastfällen maßgeblich.

Der Fahrzeugentwicklungsprozess wird häufig in V-Form dargestellt, siehe Abbildung 1.4. Die linke Seite wird durch die Konstruktion des Fahrzeugs abgeschlossen. Berechnungsseitig bedeutet dies, dass zuerst ein Simulationsmodell des Fahrzeugs aufgebaut wird. Durch Berechnung der Reaktionskräfte auf

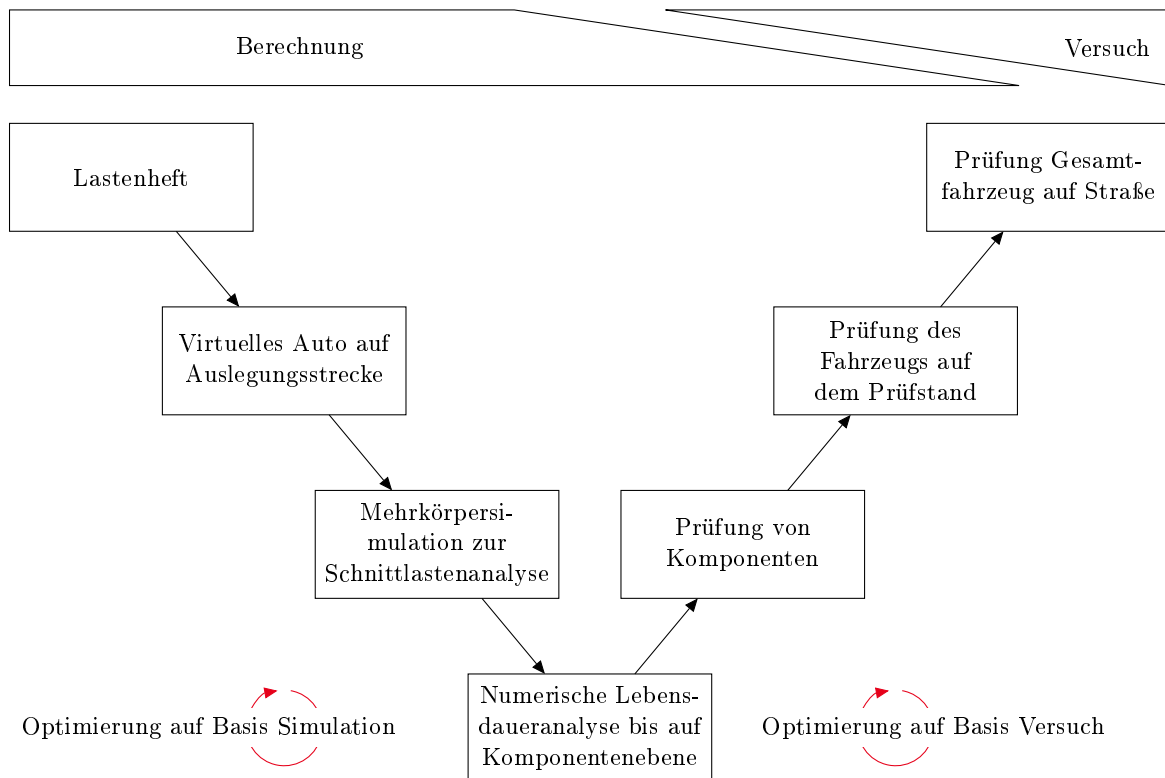


Abbildung 1.4.: V-Modell der Fahrzeugentwicklung mit Zeitpunkt der Bauteiloptimierung in Anlehnung an Brune [7].

das Abfahren einer oder mehrerer Auslegungsstrecke(n) können Lasten bis hin zur numerischen Lebensdaueranalyse abgeleitet werden. Danach folgen Prüfungen auf Prüfständen, erst auf Komponenten-, dann auf Systemebene. Zuletzt erfolgen Prüfungen auf der Straße. Treten dabei Ausfälle auf oder soll das Bauteil optimiert werden, muss die Konstruktion geändert und die Prüfung wiederholt werden. Durch die Entwicklung numerischer Methoden zur Beurteilung der Verschiebungen und Spannungen schon in der frühen Phase, kann die Optimierung der Bauteilgeometrien bereits ohne Bauteile erfolgen. Somit können Bauteilversuche reduziert werden und dienen nur noch der Validierung der Simulation.

Zur Bewertung der Lebensdauer mit Hilfe der numerischen Methoden gibt es mehrere Konzepte, wobei sich das Nennspannungskonzept in vielen Fällen als Standard durchgesetzt hat. Einzig bei der Bewertung von Klebverbindungen und Schweißnähten wird vermehrt das Kerbspannungskonzept eingesetzt um anhand der Spannungen in geometrisch vereinfachten Ersatzkerben die Lebensdauer zu berechnen. Obwohl eine solche Kerbe auch für Schweißpunkte angenommen werden kann, gibt es zu dieser Anwendung nur wenige Veröffentlichungen.

Ziel dieser Arbeit soll daher die Entwicklung einer Methode zur automatisierten Bewertung der Lebensdauer mit Hilfe der Kerbspannung in den Schweißpunkten sein. Über die reine Bewertung der Lebensdauer hinausgehend soll sowohl die Abbildung der lokalen Steifigkeit als auch die der Struktursteifigkeit verbessert werden. Der Effekt soll durch den Abgleich mit vorhandenen Versuchsdaten und Vergleich mit den bisher verwendeten Methoden aufgezeigt werden. Weitere Untersuchungen sollen zeigen wie sensitiv die Methode auf Abweichungen gegenüber der idealerweise angestrebten Modellierung reagiert.



2 Stand der Wissenschaft und Technik

2.1 Betriebsfestigkeit

Im Jahre 1939 definierte Erwin Gaßner [8] die Betriebsfestigkeit als die Schwingfestigkeit eines Bauteils unter realitätsnaher Belastung. Sonsino [9] erweiterte diese Definition auf weitere Belastungen, welche einen Einfluss auf die Lebensdauer eines Bauteils haben. Die schwingende Belastung mit Unterteilung nach der Konstanz der auftretenden Amplituden stellt dann nur noch einen Teil der Betriebsfestigkeit dar. Weitere mögliche Belastungen sind zum Beispiel im Betrieb auftretende Überlasten oder Kriechbelastungen. Eine graphische Darstellung der Einteilung nach Sonsino findet sich in Abbildung 2.1. Im Rahmen der Dissertation erfolgt eine Beschränkung auf Schwingbelastungen mit konstanten und variablen Amplituden.

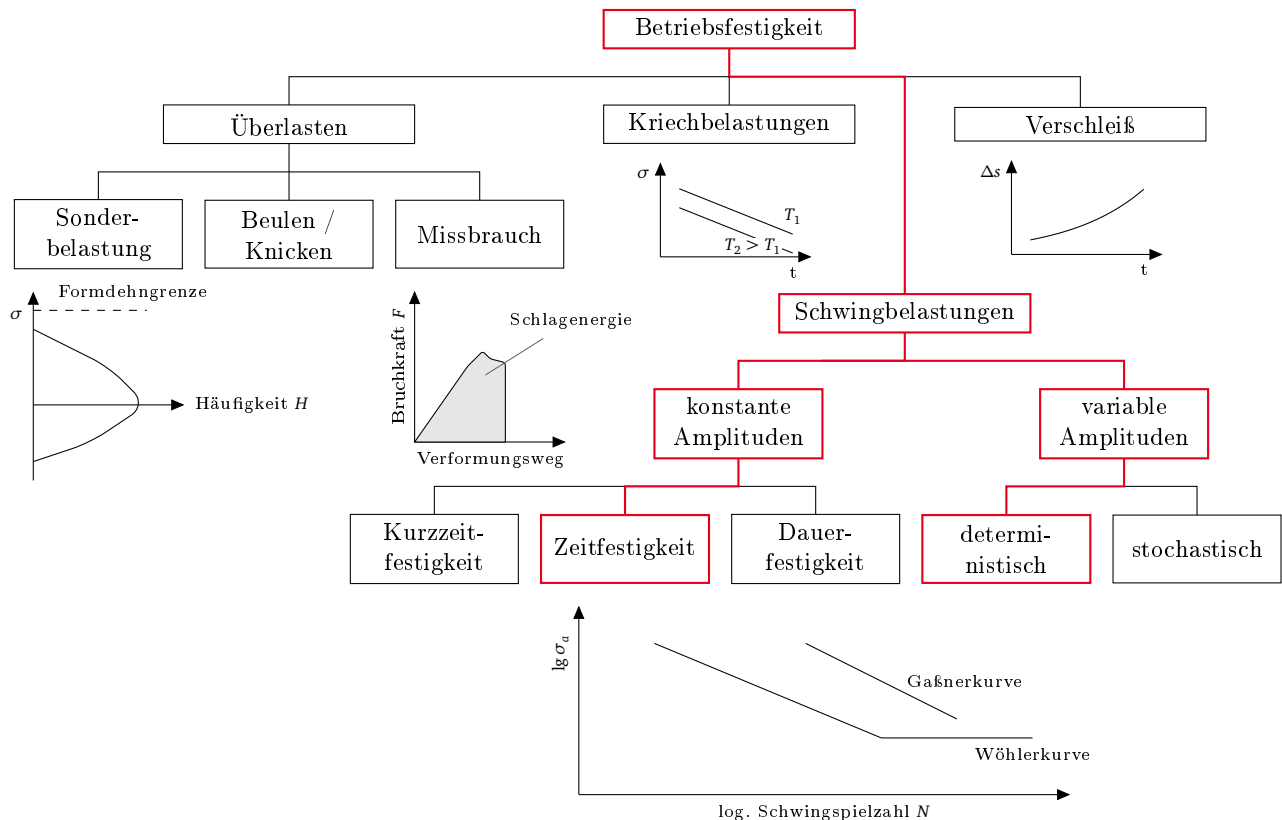


Abbildung 2.1.: Einteilung der Betriebsfestigkeit nach Sonsino [9]. Rot markiert die betrachteten Bereichen im Rahmen der Dissertation.

2.1.1 Experimentelle Schwingfestigkeitsuntersuchung

Für die Gewinnung von Daten zur zyklischen Beanspruchbarkeit von Werkstoffen werden gleichartige Probekörper zyklischen Beanspruchungen unterworfen und die Anzahl der Schwingspiele bis zum

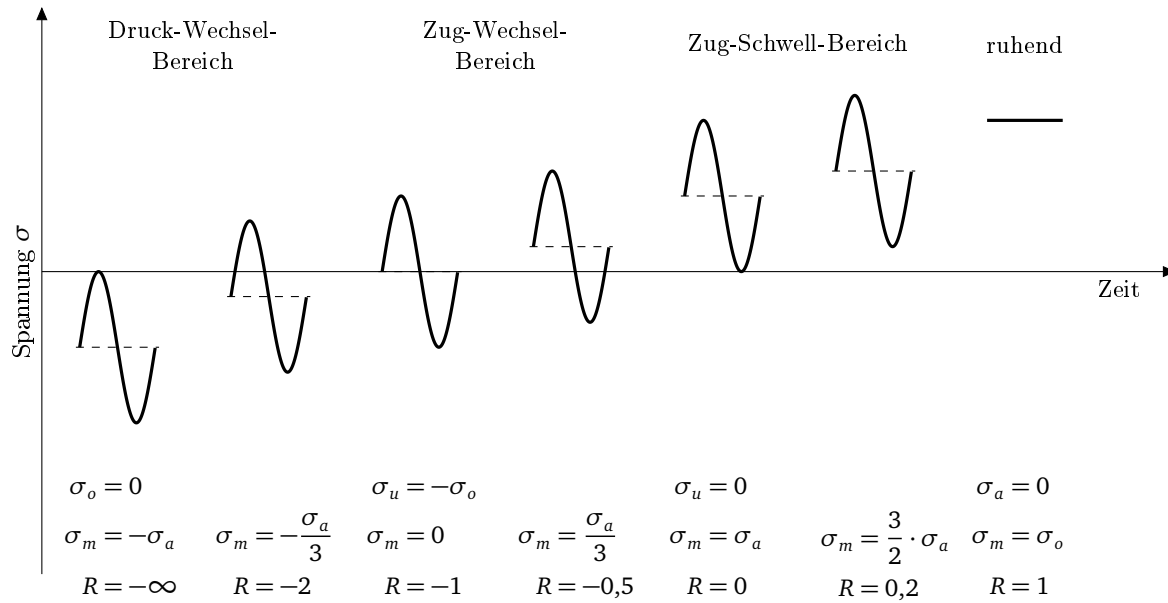


Abbildung 2.2.: Spannungsverhältnisse nach Haibach [5].

Bruch oder einem definierten Abschaltkriterium, zum Beispiel einem technischen Anriss oder einem definierten Steifigkeitsabfall der Probe, gemessen. Zu den Bezeichnungen sowie Prüfmethode kann die DIN 50100 [10] herangezogen werden.

Für die Belastungen sind in der Norm Begriffe definiert. Für die Definition wird als Beanspruchungskenngröße die Spannung herangezogen, die Angabe kann aber analog auch für Kräfte, Momente beziehungsweise allgemein Belastungen erfolgen. Als Kenngrößen einer sinusartigen Belastung können entweder die Grenzwerte, also die untere Spannungsgrenze σ_u sowie die obere σ_o oder die Mittelspannung σ_m sowie die Spannungsamplitude σ_a dienen. Häufig wird allerdings eine signifikante Größe wie die Spannungsamplitude σ_a oder die Oberspannung σ_o sowie das Spannungsverhältnis R angegeben. Dieses lässt sich wie folgt berechnen:

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} = \frac{\sigma_m - \sigma_a}{\sigma_m + \sigma_a} \quad (2.1)$$

Rückrechnungen aus dem Spannungsverhältnis und einer Kenngröße lauten zum Beispiel:

$$\sigma_a = \frac{\sigma_o - \sigma_u}{2} = \sigma_o \cdot \frac{1 - R}{2} \quad (2.2)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_o + \sigma_u}{2} = \sigma_a \cdot \frac{1 + R}{1 - R} \quad (2.3)$$

Das Spannungsverhältnis kann Zahlenwerte zwischen $R = -\infty$ für eine Druck-Schwellbeanspruchung und $R = \infty$ für eine Zug-Schwellbeanspruchung annehmen, wobei dazwischen die konstante Beanspruchung mit $R = +1$ liegt. Die Zwischenwerte sind in Abbildung 2.2 graphisch dargestellt.

Prinzipiell können Prüfungen nach der Art der verwendeten zyklischen Belastung unterschieden werden. Bei der Verwendung einer sinusartigen Belastung mit konstanten Amplituden wird der Versuch als Wöhler- oder Einstufenversuch bezeichnet. Die Form der Belastung hat nach Haibach [5] einen untergeordneten Einfluss. Die Ergebnisse der Versuche werden in einem Belastungs-Schwingspielzahl-Diagramm aufgetragen. Für diese Punkte kann mit verschiedenen formelmäßigen Beschreibungen eine sogenannte Wöhlerkurve berechnet werden. Für eine Auftragung der Spannung σ über der Schwingspielzahl N lauten einige Ansätze (entnommen aus Haibach [5]):

$$1870 \text{ Wöhler} \quad \lg N = a - b \cdot \sigma \quad (2.4)$$

$$1910 \text{ Basquin} \quad \lg N = a - b \cdot \lg \sigma \quad (2.5)$$

$$1914 \text{ Stromeyer} \quad \lg N = a - b \cdot \lg (\sigma - \sigma_D) \quad (2.6)$$

$$1924 \text{ Palmgren} \quad \lg(N + B) = a - b \cdot \lg (\sigma - \sigma_D) \quad (2.7)$$

$$1929 \text{ Weibull} \quad \lg(N + B) = a - b \cdot \lg \left[\frac{\sigma - \sigma_D}{R_m - \sigma_D} \right] \quad (2.8)$$

$$1955 \text{ Stüssi} \quad \lg N = a - b \cdot \lg \left[\frac{\sigma - \sigma_D}{R_m - \sigma} \right] \quad (2.9)$$

$$1963 \text{ Bastenaire} \quad \lg(N + B) = a - b \cdot \lg (\sigma - \sigma_D) - b \cdot (\sigma - \sigma_D)^c \quad (2.10)$$

Häufig verwendet wird die doppeltlogarithmische Auftragung nach Basquin, siehe Gleichung 2.5, umgeformt nach einer allgemeinen Belastung y :

$$y = (N_K/x)^{(1/k)} \cdot y(N_K) \quad (2.11)$$

mit den Parametern:

k = Neigung

$y(N_K)$ = Belastung am Abknickpunkt

N_K = Schwingspielzahl am Abknickpunkt

Je größer dabei die Neigung k , desto flacher verläuft die Kurve in der doppellogarithmischen Darstellung. Nach dem Abknickpunkt wurde die Wöhlerkurve häufig durch eine horizontale Gerade fortgesetzt:

$$y = \begin{cases} (N_K/x)^{(1/k)} \cdot y(N_K) & \text{für } x \leq N_K, \\ y(N_K) & \text{für } x > N_K. \end{cases} \quad (2.12)$$

Diese sogenannte Dauerfestigkeit ist sowohl in Normen wie der DIN 50100 [10] als auch in Lehrwerken wie zum Beispiel von Haibach [5] oder Lee et al. [11] enthalten. Der Begriff bezeichnet eine Belastung unterhalb derer der Werkstoff nicht geschädigt wird und somit eine unendlich lange Lebensdauer besitzt. Zur Bestimmung dieser Festigkeit können Verfahren wie zum Beispiel das Probit- [12], das Treppenstufen- [12, 13] oder das Abgrenzungsverfahren [14] eingesetzt werden.

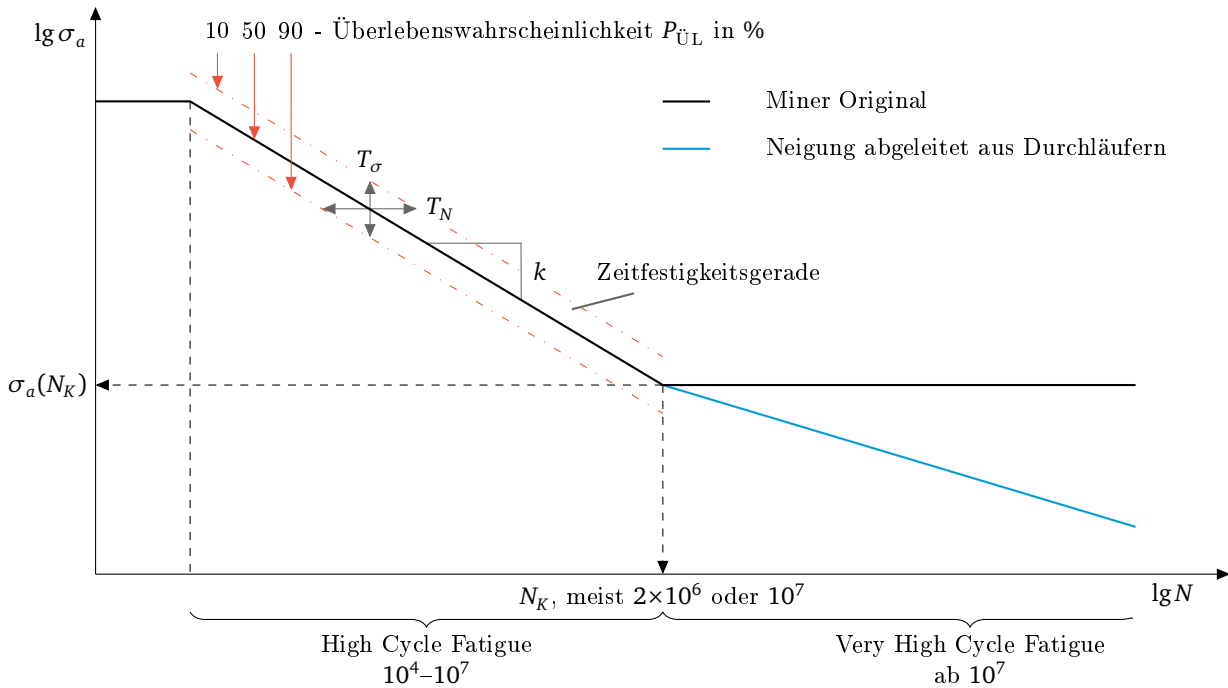
Während in früheren Veröffentlichungen davon ausgegangen wurde, dass nur in Ausnahmefällen wie zum Beispiel Aluminium eine solche Grenze nicht existiert [4, 15], wird aktuell bei fast allen Werkstoffen davon ausgegangen [16–19]. Allgemein wird die Wöhlerkurve bei nicht vorhandener Dauerfestigkeit mit zwei Neigungen berechnet und dargestellt:

$$y = \begin{cases} (N_K/x)^{(1/k)} \cdot y(N_K) & \text{für } x \leq N_K, \\ (N_K/x)^{(1/k^*)} \cdot y(N_K) & \text{für } x > N_K. \end{cases} \quad (2.13)$$

Prinzipiell kann die Neigung nach dem Abknickpunkt mit den entsprechenden Verfahren auch optimiert werden, falls genügend Versuchspunkte zur Verfügung stehen. Graphisch dargestellt sind die gebräuchlichsten Neigungen nach dem Abknickpunkt in Abbildung 2.3.

Der weitere Abfall der Schwingfestigkeit kann nicht mit konventionellen Prüfmethoden bestimmt werden, da bei einer üblichen Prüffrequenz von $f_p = 15 \text{ Hz}$ die Prüfung bis 1×10^{10} Lastwechsel über 20 Jahre dauern würde. Daher werden vor allem Ultraschallprüfmaschinen eingesetzt. Einen Überblick über diese gibt beispielsweise Stanzl-Tschegg [20]. Allerdings wird die Prüfung bei hohen Frequenzen durch mehrere Fakten erschwert:

- Die Probenabmessungen müssen klein sein, damit Temperatureffekte minimiert werden



Abbildungung 2.3.: Wöhlerkurve mit Eckwerten und verschiedenen Ansätzen für die Bewertung großer Schwingspielzahlen.

- Die Regelung bei hohen Frequenzen und kleinen Amplituden ist schwierig
- Probeneinspannungen müssen sehr steif sein, damit deren Eigenfrequenzen nicht angeregt werden

Trotz dieser technischen Schwierigkeiten ist eine Prüfung essentiell, da eine Extrapolation aus den vorhandenen Daten nicht sinnvoll ist und in vielen Bereichen hohe Schwingspielzahlen auftreten:

- Motoren mit sehr langer Laufzeit wie Schiffsdiesel oder hoher Drehzahl wie Hochleistungsmotoren
- Radsatzwellen beziehungsweise Radreifen von Eisenbahnen und allgemein Fahrwerksbauteile
- Flugzeugbauteile

Zur Bewertung von Wöhlerspannungen mit verschiedenen Spannungsverhältnissen, können die ertragbaren Belastungen am Abknickpunkt in einem gesonderten Schaubild aufgetragen werden. Üblicherweise wird das Haigh-Diagramm verwendet, in welchem die Spannungsamplitude σ_a über der Mittelspannung σ_m dargestellt wird, siehe Abbildung 2.4. Zur Beschreibung des Einflusses der Mittelspannung kann nach Schütz [21] die Mittelspannungsempfindlichkeit definiert werden:

$$M = \frac{\sigma_a(R = -1) - \sigma_a(R = 0)}{\sigma_m(R = 0)} \quad (2.14)$$

Diese Gleichung kann man für eine Umrechnung von einem vorhandenen Spannungsverhältnis R_{ist} in ein anderes R_{soll} allgemein formulieren:

$$M = \tan \alpha = \frac{\sigma_a(R_{\text{ist}}) - \sigma_a(R_{\text{soll}})}{\sigma_m(R_{\text{soll}}) - \sigma_m(R_{\text{ist}})}$$

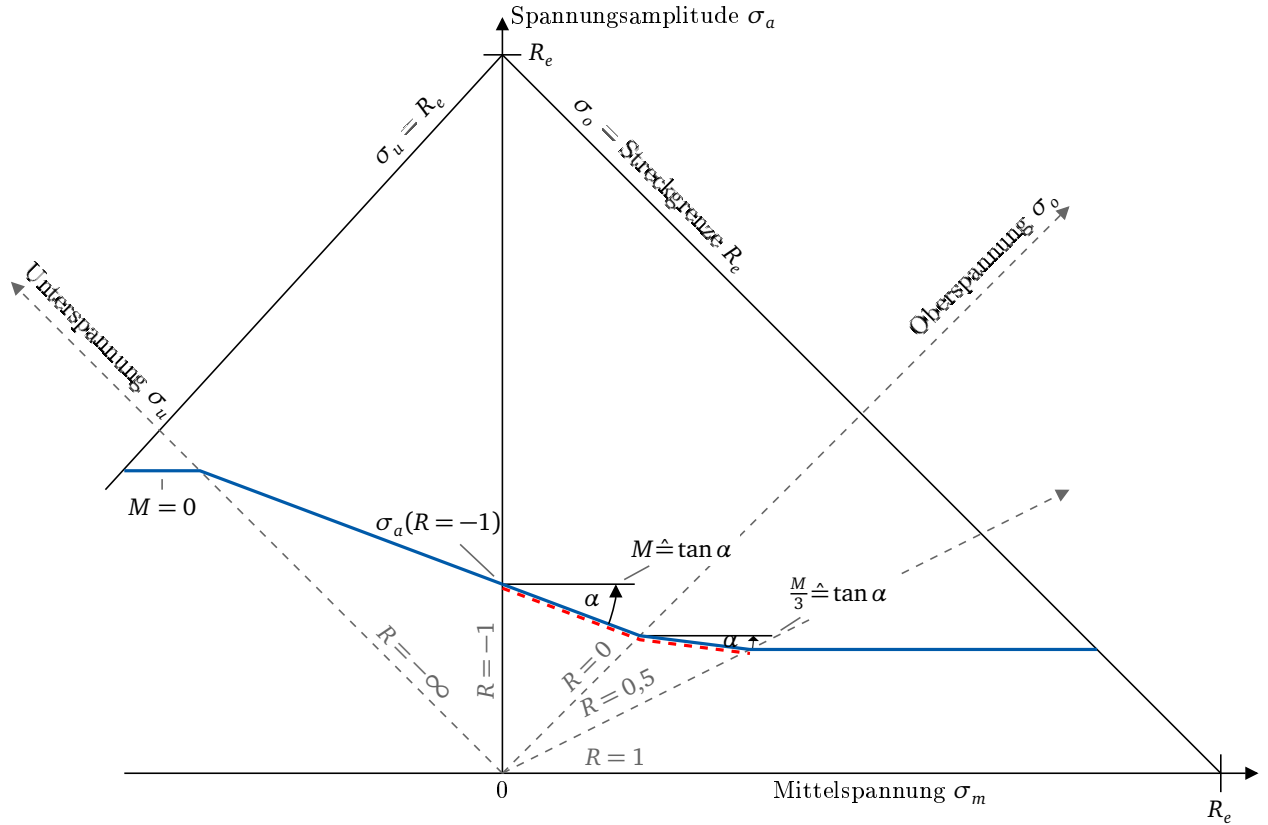


Abbildung 2.4.: Beispiel für ein Haigh-Diagramm nach Haibach [5].

Einsetzen von Gleichung 2.3:

$$M = \tan \alpha = \frac{\sigma_a(R_{\text{ist}}) - \sigma_a(R_{\text{soll}})}{\sigma_a(R_{\text{soll}}) \cdot \frac{1+R_{\text{soll}}}{1-R_{\text{soll}}} - \sigma_m(R_{\text{ist}})} \quad (2.15)$$

Umgeformt zur Amplitudenspannung bei R_{soll} :

$$\sigma_a(R_{\text{soll}}) = \frac{\sigma_a(R_{\text{ist}}) + M \cdot \sigma_m(R_{\text{soll}})}{M \cdot \frac{1+R_{\text{soll}}}{1-R_{\text{soll}}} + 1} \quad (2.16)$$

Für die Mittelspannungsempfindlichkeit M muss stets der Wert für den Bereich zwischen Ausgangs- und Zielspannungsverhältnis R eingesetzt werden. Falls Bereiche mit verschiedenen Empfindlichkeiten M durchlaufen werden, so muss die Formel sequentiell auf die Einzelbereiche angewandt werden. Dies ist zum Beispiel der Fall, wenn im Haigh-Diagramm in Abbildung 2.4 von $R = -1$ auf $R = 0,5$ umgerechnet werden soll (rot gestrichelte Linie).

Als Grenzwerte ergeben sich zum einen die Mittelspannungsempfindlichkeiten $M = 0$ und $M = 1$. Bei erstem hat das Spannungsverhältnis R keinen Einfluss und somit sind die ertragbaren Spannungsamplituden bei $R = 0$ und $R = -1$ gleich. Bei $M = 1$ ist die ertragbare Spannungsamplitude für das Spannungsverhältnis $R = -1$ doppelt so groß wie bei $R = 0$, was graphisch durch eine Neigung von 45° der Verbindungslinie sichtbar wird. Neben der Spannungsamplitude σ_a hat also auch die Mittelspannung σ_m wesentlichen Einfluss auf die ertragbaren Belastungen. Übliche Werte für die Mittelspannungsempfindlichkeit liegen laut Haibach [5] zwischen 0,1 für nieder- und 0,6 für hochfeste Stähle. Aluminium-

und Magnesiumwerkstoffe haben eine im Vergleich höhere Mittelspannungsempfindlichkeit. Nach der FKM-Richtlinie [22] wird ein Linienzug mit drei Anstiegen empfohlen:

$$M = \begin{cases} M & -\infty \leq R \leq 0, \\ \frac{M}{3} & 0 < R < 0,5, \\ 0 & R \geq 0,5. \end{cases} \quad (2.17)$$

Im Gegensatz zu den beschriebenen Versuchen mit konstanter Amplitude wird bei sogenannten Gaßnerversuchen ein Kollektiv variabler Amplituden genutzt. Bei Angabe des Kollektivmaximalwertes gilt stets:

$$y_{\text{Gaßner}}(N_K) \geq y_{\text{Wöhler}}(N_K) \quad (\text{siehe Abbildung 2.1 rechts unten}) \quad (2.18)$$

Dies lässt sich dadurch erklären, dass bei Gaßnerversuchen die Maximalamplitude nur bei einem geringen Anteil der Schwingspiele erreicht wird, während diese bei einem Wöhlerversuch über die gesamte Zeit anliegt. Die Darstellung des Kollektivs erfolgt üblicherweise halblogarithmisch und häufig normiert auf die maximale Spannungsamplitude $\overline{\sigma}_a$. Wesentliche Parameter für ein Kollektiv mit variablen Amplituden sind:

\overline{H} Kollektivumfang, definiert als Gesamtzahl der auftretenden Schwingspiele

$\overline{\sigma}_a, \overline{\sigma}_m$ GröÙte Spannungsamplitude und dazugehörige Mittelspannung

Form Kollektivform, welche den Anteil der Amplituden an der Gesamthäufigkeit angibt

Als Grenzfall der Form kann das Rechteckkollektiv betrachtet werden, in Abbildung 2.5a rot dargestellt. Bei diesem tritt nur die maximale Spannungsamplitude auf und somit geht die Gaßnerkuve in die Wöhlerkurve über. Der entgegengesetzte Grenzfall wäre ein einmaliger Stoß, der zu einer Geraden entlang der y-Achse führen würde. Übliche Approximationen für den Verlauf einer Häufigkeitsverteilung sind zum einen die Normalverteilung nach Gaßner:

$$H(x) = \overline{H}^{1-x^2} \quad (2.19)$$

und zum anderen als allgemeinere Form mit dem Formparameter ν :

$$H(x) = \overline{H}^{1-x^\nu} \quad (2.20)$$

die Gleichung nach Hanke. Je größer der Formparameter ν , desto näher liegt die Gaßnerlinie an der Wöhlerlinie. Köhler et al. [23] führen folgende Formparameter als Standard auf:

$\nu = 0,8$ konkave Verteilung - z.B. bei Böen über längere Zeit

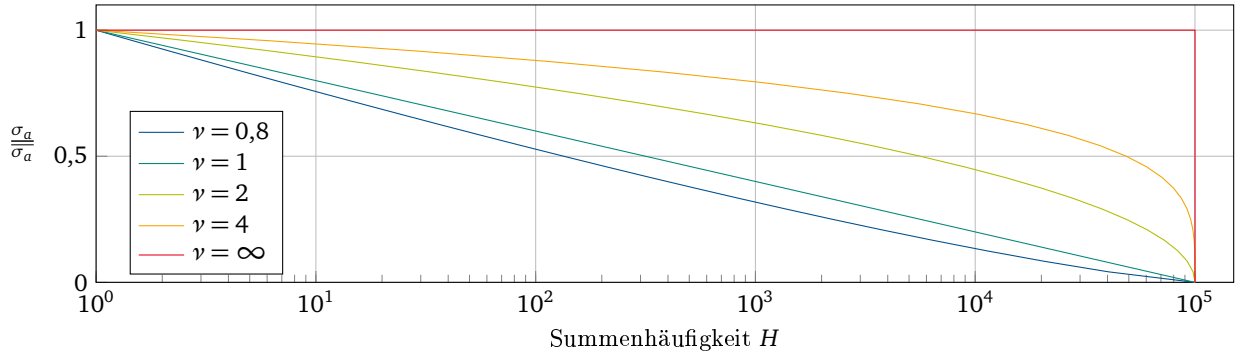
$\nu = 1$ Exponentialverteilung - z.B. Seegangsbeanspruchung über längere Zeit

$\nu = 2$ Normalverteilung, entspricht der Häufigkeitsverteilung eines stationären Gauß'schen Zufallsprozesses - z.B. Vertikalkräfte eines PKW auf einer Fahrbahn

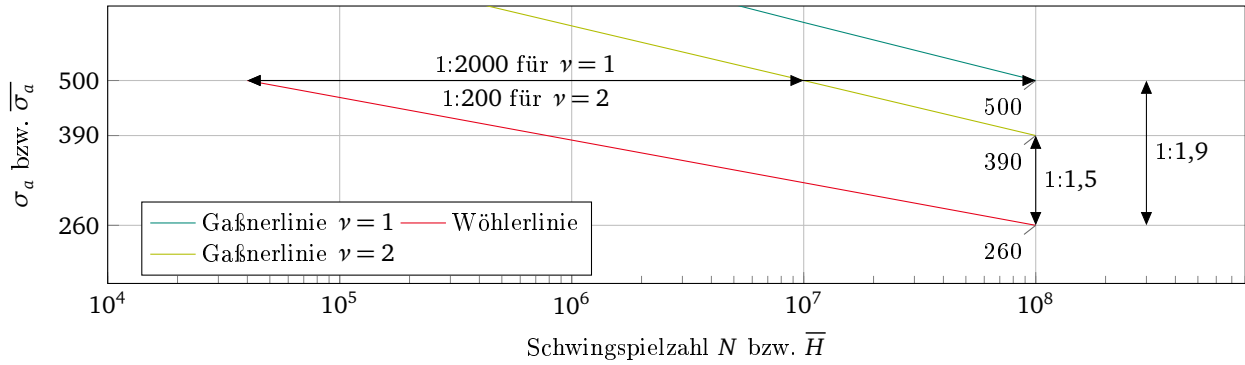
$\nu = 4$ konvexe Verteilung - z.B. Kran- und Brückenbau

Durch Ableitung des Kollektivs aus gemessenen Last-Zeit-Reihe(n) (LZR) und Auslegung auf das Kollektiv mit variablen Amplituden konnten bei Verwendung von bauteilähnlichen Proben durch die Arbeit von Gaßner [8] Gewichtseinsparungen im Flugzeugbau realisiert werden. Einen Vergleich der Lebensdauern bei verschiedenen Kollektiven zeigt Abbildung 2.5b. Für eine Vielzahl an üblichen Lasten gibt es Standard-Lastfolgen in der Literatur, zum Beispiel CARLOS für die Kräfte an der PKW-Vorderachse oder CARLOS TC für Kräfte an PKW-Anhängerkupplungen. Eine ausführliche Liste findet sich bei Haibach [5, Seite 640].

Weiterhin können Überlasten in die Kollektive eingestreut werden um den Einfluss von einzelnen Sonderlasten beziehungsweise Missbrauch zu bewerten. Ein Beispiel dafür gibt der FAT-Bericht 239 [24] bezüglich Überlasten bei Schweißpunktverbindungen im Karosseriebau. Einen Überblick über die aktuelle Entwicklung von Versuchen mit veränderlicher Amplitude gibt Sonsino [25].



(a) Kollektivformen für $\bar{H} = 1 \times 10^5$ und verschiedene Formparameter ν .



(b) Vergleich der Lebensdauern bei verschiedenen Kollektivformen nach Sonsino [9].

Abbildung 2.5.: Verschiedene Kollektivformen und deren Auswirkung auf die Lebensdauer.

2.1.2 Auswertung von Wöhlerversuchen

Eine Vorgehensweise für die Durchführung und Auswertung von Wöhlerversuchen liefert die DIN-Norm 50100 [10]. Nach dieser soll zu Beginn der Versuchsreihe die Belastung so gewählt werden, dass ein Bauteil bricht und eines bei leicht verminderter Belastung ohne Schäden die Abschaltgrenze der Schwingenspiele erreicht. Von diesem Anhaltspunkt sollen weitere Versuche bei größerer Belastung erfolgen. Nach Haibach wird diese Vorgehensweise „[h]eutigen Maßstäben ... nicht mehr gerecht“ ([5]). Je nach gesuchtem Wert sollen verschiedene Methoden zum Einsatz kommen. So sollen zur Bewertung des Verhaltens im Zeitfestigkeitsbereich Versuche auf mehreren Belastungsniveaus durchgeführt werden um auf jedem Niveau die Streuung gesondert betrachten zu können. Die erhaltenen Versuchspunkte werden dazu, wie in Abbildung 2.6 abgebildet, in ein Wahrscheinlichkeitsnetz eingetragen. Bei dem Übertrag des Netzes in ein Belastungsamplitude-Schwingenspielzahl-Diagramm kann die Wöhlerkurve durch eine lineare Regression über die Punkte mit fünfzigprozentiger Überlebenswahrscheinlichkeit bestimmt werden. Diese Regression ist aber nur möglich, falls keine sogenannten Durchläufer, also Versuche ohne Bruch bis zur gewählten Abschaltgrenze, auftreten beziehungsweise diese nicht bewertet werden.

Sobald Durchläufer auftreten, stellt sich die Frage nach deren Bewertung. Spindel et al. [26] zeigen dass sowohl die Vernachlässigung dieser Versuche als auch deren Bewertung als Bruch zu einer fehlerhaften, in deren Beispiel zu einer konservativen Berechnung führt. Daher wird die Verwendung einer Maximum Likelihood Estimation (MLE) zur Berechnung der Kenngrößen vorgeschlagen. Das Verfahren erstellt eine Schätzfunktion bei deren Maximum, die Parameter der Funktion am wahrscheinlichsten die Versuchswerte beschreiben. Bei der beschriebenen Methode werden die Testergebnisse in folgende 3 Kategorien unterteilt:

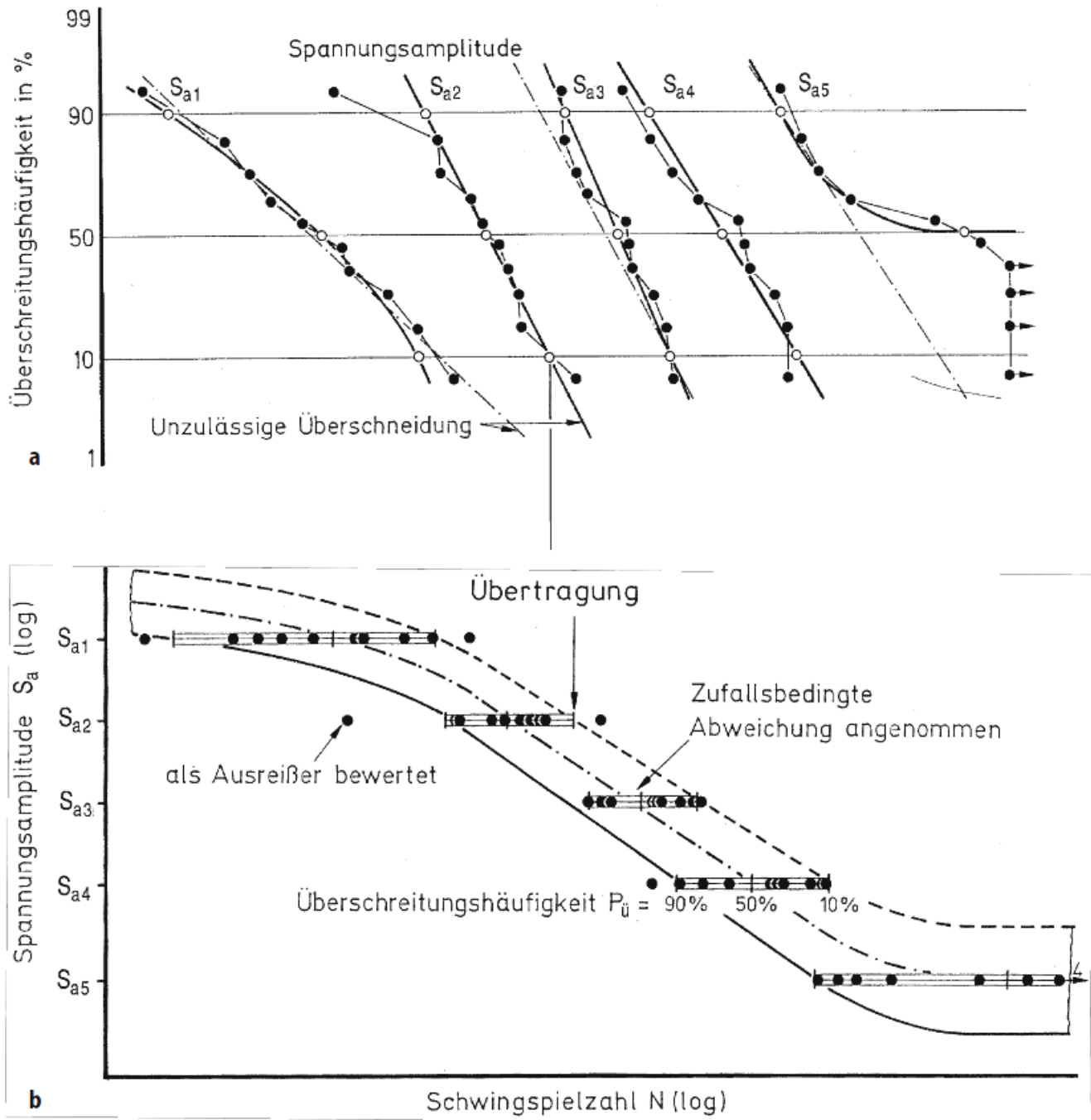


Abbildung 2.6.: Auftragung von Ergebnissen eines Wöhlerversuchs im Wahrscheinlichkeitsnetz aus Haibach [5].

n_1	Versuche mit Bruch unterhalb von N_K
n_2	Versuche mit Bruch oberhalb von N_K
n_D	Versuche ohne Bruch, abgebrochen bei Erreichen der Abbruchschwingspielzahl N_D

Die formelhafte Bewertung stellt Baumgartner et al. [27] wie folgt dar:

$$S(k, y(N_K), s_y) = \sum_1^{n_1} (-0,5 \cdot t_i^2 - \ln(k \cdot s_y)) + \sum_1^{n_2} (-0,5 \cdot t_i^2 - \ln(k^* \cdot s_y)) + \sum_1^{n_D} \left(\ln \left[\frac{1}{\sqrt{2\pi}} \cdot \int_{t_i}^{\infty} e^{-0,5 \cdot u^2} du \right] \right) \quad (2.21)$$

mit:

$$t_i \quad \frac{\log y_i - \log y(x_i)}{s_y} \quad \text{mit } y_i \text{ aus Gleichung 2.13}$$

s_y Maß für die Streuung in Y-Richtung

Mit den Versuchswerten kann ein Funktionswert S berechnet werden, welcher bei dem Optimum der Parameterschätzung maximal wird. Für die Wahl der freien Variablen existieren zwei sinnvolle Möglichkeiten:

- Belastung am Abknickpunkt σ_k , Streuung T_σ und Neigung k
- Belastung am Abknickpunkt σ_k und Streuung T_σ , falls Neigung vorgegeben.

Eine vorgegebene Neigung k ist vor allem bei der Bewertung mehrerer Versuchsreihen anzutreffen. Dazu werden vergleichbare Größen, wie zum Beispiel die Kerbspannung aus einer elastischen FEM-Analyse, als Maß für die Belastungen genutzt. Für jede Versuchsreihe, also zum Beispiel ein Spannungsverhältnis oder eine Belastungsart, erfolgt eine eigene Wöhlerlinienberechnung nach Gleichung 2.21 bei gleicher Schwingspielzahl des Abknickpunktes. Aus den erhaltenen Neigungen kann zum Beispiel nach folgender Formel eine gewichtete Gesamtneigung berechnet werden:

$$k_{\text{gew}} = \frac{\sum_{i=1}^m n_i \cdot a_i}{a_{\text{ges}}} \quad (2.22)$$

mit:

k_{gew} gewichtete Neigung der Wöhlerkurve

m Anzahl der Versuchsreihen

a_i Anzahl der Versuche der Versuchsreihe i

a_{ges} Anzahl aller Versuche

Diese gewichtete Neigung wird dann dazu genutzt, über die Gesamtheit der Versuche eine Parameteroptimierung nach Gleichung 2.21 vorzunehmen.

Zusätzlich zur Bestimmung der Wöhlerkurvenparameter können Vertrauensgrenzen bestimmt werden um eine ausführlichere Bewertung der Daten vorzunehmen. Dazu kann nach Baumgartner et al. [27] die

Supportfunktion 2.21 am Ort des berechneten Maximums nach ihren Parametern $p(k, y_{N_K}, s_y)$ abgeleitet werden, was einen symmetrischen Informationstensor m ergibt:

$$m_{ij} = -\frac{\partial^2 S(k, y(N_K), s_y)}{\partial p_i \partial p_j} \quad (2.23)$$

Die Varianzmatrix v ergibt sich aus der Inversen des Informationstensors:

$$v = m^{-1} \quad (2.24)$$

Die Standardabweichungen der einzelnen Parameter p_i kann nun direkt aus den Elementen der Hauptdiagonalen abgelesen werden:

$$s_i = v_{ii} \quad (2.25)$$

Weitere Methoden werden unter anderen von Ling et al. [28] und Xie et al. [29], im Hinblick auf die Reduzierung der nötigen Versuchsanzahl, und Sarkani et al. [30], mit Augenmerk auf die Bewertung von Durchläufern mit Hilfe einer MLE, vorgeschlagen.

Die berechneten Wöhlerkurven gelten für 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit. Mit der Standardabweichungen s_N beziehungsweise s_σ können weitere Kurven mit anderen Wahrscheinlichkeiten berechnet werden. In der Auslegung wird häufig eine Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\bar{U}} = 90\%$ verwendet. Dies bedeutet, dass für die berechnete Streuung und unendlich vielen Proben 90 % aller Proben die Last ertragen würden. Zur schnellen Bewertung der Streuung der Eingangsdaten wird allerdings nicht die Standardabweichung sondern das Verhältnis der Schwingspielzahlen T_N oder der Spannungen T_σ von 10 % zu 90 % Überlebenswahrscheinlichkeit angegeben:

$$T_N = 1 : \frac{N_{10\%}}{N_{90\%}} = 1 : \frac{N_{NK} + 1,28 \cdot s_N}{N_{NK} - 1,28 \cdot s_N} \quad (2.26)$$

$$T_\sigma = 1 : \frac{\sigma_{10\%}}{\sigma_{90\%}} = 1 : \frac{\sigma_{NK} + 1,28 \cdot s_\sigma}{\sigma_{NK} - 1,28 \cdot s_\sigma} = (T_N)^{\frac{1}{k}} \quad (2.27)$$

2.1.3 Numerische Lebensdaueranalyse

Zur numerischen Lebensdaueranalyse stehen mehrere Bewertungsmöglichkeiten zur Verfügung:

- Nennspannungskonzept
- Strukturspannungskonzept
- Kerbgrundkonzept
- Rissfortschrittskonzept

Eine übliche Unterteilung mit Definition der zusätzlich betrachteten Eingangsgrößen ist in Abbildung 2.7 abgebildet. Die dargestellten Methoden sollen bis auf das Rissfortschrittskonzept kurz vorgestellt werden, da in der Automobilbranche üblicherweise nur der Zeitraum bis zum Anriss bewertet wird. Nachfolgend wird sprachlich vereinfachend von Spannungskonzepten gesprochen, obgleich die Berechnung, wenn auch mit anderen Eingangsgrößen, auch mit Dehnungen erfolgen kann.

Bei einer Bewertung mit dem Nennspannungskonzept werden die vorliegenden Beanspruchungen auf einen Nennquerschnitt bezogen und die somit berechneten Spannungen mit einer Wöhlerlinie bewertet. Diese muss entweder experimentell für die vorliegende Kombination von Geometrie und Werkstoff bestimmt oder über Faktoren wie zum Beispiel die Kerbschärfe aus einer Werkstoffwöhlerlinie abgeleitet werden.

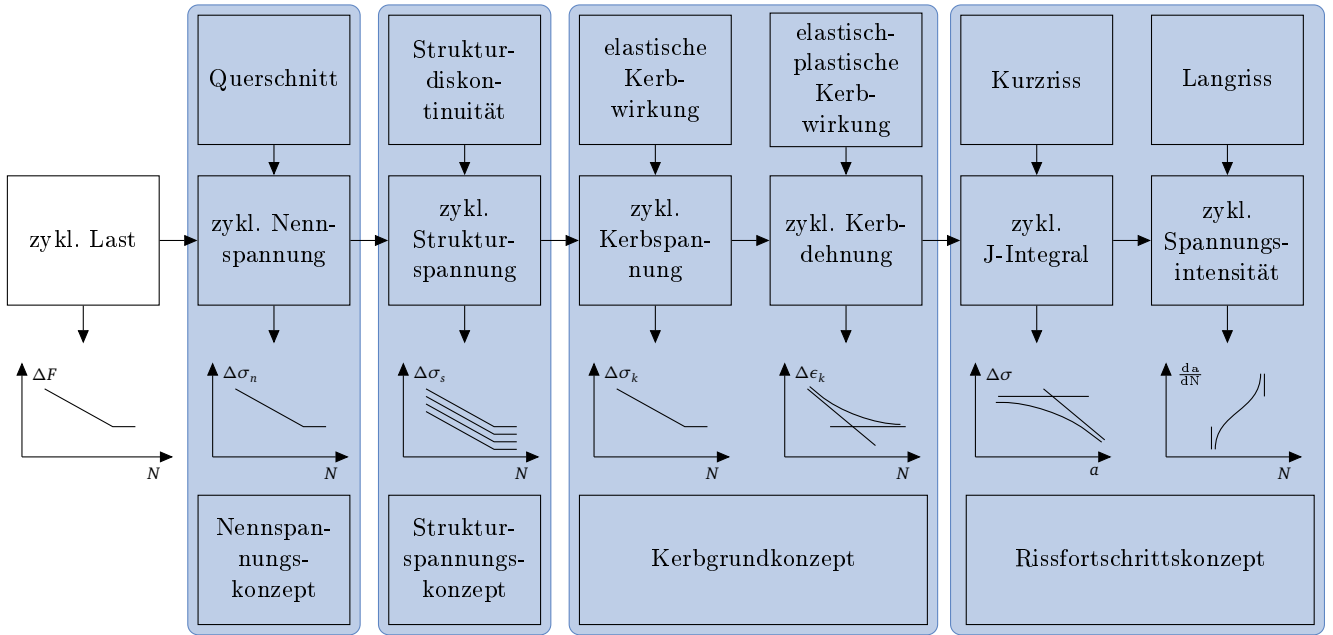


Abbildung 2.7.: Berechnungskonzepte nach Radaj et al. [12].

Im Falle einer FEM-Berechnung können die Spannungskomponenten direkt aus dem Ergebnisdateien ausgelesen werden. Für einfache Fälle können die Spannungen analytisch aus dem auftretenden Moment beziehungsweise Kraft und dem relevanten Widerstandsmoment beziehungsweise dem Nennquerschnitt berechnet werden:

$$\text{Zugspannung:} \quad \sigma_{\text{Zug}} = \frac{F_{\text{längs}}}{A} \quad (2.28)$$

$$\text{Biegespannung:} \quad \sigma_{\text{Biegung}} = \frac{M_B}{W_B} \quad (2.29)$$

$$\text{Schubspannung aus Querkraft:} \quad \tau_{\text{Schub}} = \frac{F_{\text{quer}}}{A} \quad (2.30)$$

$$\text{Schubspannung aus Torsion:} \quad \tau_{\text{Torsion}} = \frac{M_T}{W_T} \quad (2.31)$$

Die Spannungen können nun entweder einzeln mit den Grenzwerten aus der Wöhlerlinie verglichen werden, am Beispiel der Zugbelastung:

$$\sigma_{\text{Zug}} \leq \sigma_{\text{Zug,zul}} \quad (2.32)$$

oder zu einer auslegungsrelevanten Vergleichsspannung zusammengefasst werden, zum Beispiel nach von Mises [31]:

$$\sigma_{\text{vM}} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x \sigma_y - \sigma_x \sigma_z - \sigma_y \sigma_z + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)} \quad (2.33)$$

Für Schweißnähte existieren für die Nennspannungsbewertung sogenannte Kerbfallklassen zum Beispiel in dem DVS-Regelwerken [32, 33] und International Institute of Welding (IIW)-Empfehlungen [34]. Eine Kerbfallklasse umfasst Schweißnahtkonfigurationen gleicher Belastbarkeit und definiert eine Wöhlerlinie. Ein detaillierter Prozess mit Formeln zur Berechnung der Einflussfaktoren ist in der FKM-Richtlinie „Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile“ [22] beschrieben.

Als Strukturspannungskonzept werden Methoden bezeichnet, bei welchen die Spannungsverteilung außerhalb der Kerbe auf die Nahtübergangskerbe extrapoliert und somit die numerisch erhaltene Spannungsüberhöhung an der Kerbe vernachlässigt wird. Dies erlaubt die Nutzung eines vereinfachten FEM-Netzes. Nach Haibach [5] ist es somit zum Beispiel möglich Bohrungen in der Berechnung zu vernachlässigen. Eingesetzt wird dieses Verfahren aber auch bei Schweißnähten [5, 35], kodifiziert zum Beispiel bei Hobbacher [34]. Die Naht wird dabei vereinfacht zum Beispiel über stützende Schalenelemente an der Nahtoberfläche oder bei einer einfachen Volumenvernetzung als Pentaederelemente dargestellt. Anschließend an die FEM-Berechnung werden 3 Punkte in, abhängig von der Netzfeinheit und der Nahtlage, definierten Abständen genutzt, um die Spannung zu extrapolieren, siehe Abbildung 2.8a. Beispielhaft lautet die Gleichung für ein feines Netz:

$$\sigma_{\text{Hotspot}} = 2,52 \cdot \sigma_{0,4,t} - 2,24 \cdot \sigma_{0,9,t} + 0,72 \cdot \sigma_{1,4,t} \quad (2.34)$$

Im Gegensatz zur vorigen Methode wird beim Kerbspannungskonzept die Spannung in der kritischen Kerbe bewertet. Da der Nachweis nicht zwangsläufig in der Kerbe erfolgen muss, wird es auch „örtliches Konzept“ [9] genannt. Dazu notwendig sind Werkstoffprobenversuche mit denen lokale Wöhlerlinien generiert wurden. Anwendung findet das Konzept unter anderem bei Schweißnähten [35, 36], siehe Abbildung 2.8b, und bei Schweißpunkten [35, 37], wobei dazu bauteilähnliche Proben verwendet werden. Dazu wird ein fiktiver Kerbradius r_f angesetzt [38]. Nach Neuber [39] kann dieser wie folgt definiert werden:

$$r_f = r + s \cdot \rho^* \quad (2.35)$$

mit den Werten nach Radaj et al. [38]:

$r = 0 \text{ mm}$	Kerbradius für eine rissartige Kerbe,
$s = 2,5$	Faktor gültig für einen ebenen Spannungszustand,
$\rho^* = 0,4 \text{ mm}$	Ersatzstrukturlänge.

ergibt sich

$$r_f = 0 \text{ mm} + 2,5 \cdot 0,4 \text{ mm} = 1 \text{ mm} \quad (2.36)$$

Dieser Kerbradius kann allerdings nur verwendet werden, wenn er nicht zu einer wesentlichen Veränderung des Lastflusses in der Simulation führt, was üblicherweise für Blechstärken $t \geq 5 \text{ mm}$ angenommen wird [34]. Ist diese Bedingungen erfüllt, dann ist der Radius werkstoffunabhängig [40] und Grenzwerte für Schweißverbindungen sind zum Beispiel in der FAT-Klasse 225 für Stahl beziehungsweise 71 für Aluminium definiert [34, 41]. Für dünnere Bleche wird allgemein ein Ersatzradius von $r_f = 0,05 \text{ mm}$ verwendet [42, 43]. Bruder et al. [44] führen als Zwischengröße einen fiktiven Kerbradius von $0,3 \text{ mm}$ ein, welcher bis zu einer Blechdicke von $t = 3 \text{ mm}$ eingesetzt werden kann.

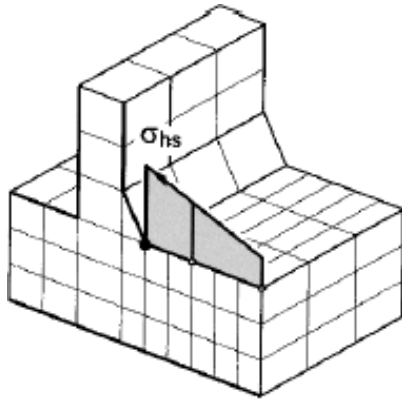
Insbesondere bei der Bewertung von Schweißnähten bei dünnen Blechen konnte auch mit dem lokalen Konzept auf Basis einer einzigen Wöhlerlinie keine zufriedenstellende Berechnungsgüte erreicht werden [27, 44, 46, 47]. Problematisch sind die unterschiedlichen Spannungszustände in der Wurzelkerbe und dem Nahtübergang. Gelöst werden konnte dies über den Einsatz eines Effektivspannungskonzeptes. Dieses bewertet nicht nur die Spannungen an der Kerboberfläche sondern zusätzlich auch an mehreren Stellen in der Tiefe beziehungsweise in einer festgelegten Tiefe und berücksichtigt somit die Kerbstützwirkung.

Zhang [48] definiert dabei die Effektivspannung als:

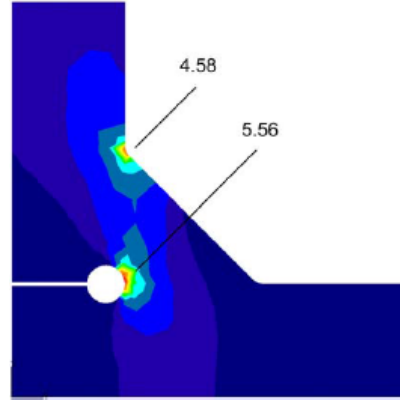
$$\sigma_{\text{eff}} = \eta \cdot \sigma_K \quad (2.37)$$

als das Produkt der Kerbwirkung einer Kerbe η und deren Kerbspannung σ_K . Verallgemeinert formuliert Zhang die Effektivspannung in Abhängigkeit vom Funktional \mathcal{F} für den Spannungstensor:

$$\sigma_{\text{eff}} = \mathcal{F}(\sigma) \quad (2.38)$$



(a) Strukturspannung aus [12].



(b) Kerbspannung aus [45].

Abbildung 2.8.: Bestimmung der auslegungsrelevanten Spannung.

Mit dieser verallgemeinerten Formel können die üblicherweise verwendeten Formeln als Variationen des Funktionals ausgedrückt werden. In einer zweiten Veröffentlichung [49] wird die Anwendung auf V-Kerben gezeigt. Im folgenden wird das Konzept auf Schweißnähte angewendet, da bei diesen mehrere Kerben beziehungsweise verschiedene Nahtarten mit verschiedenen Öffnungswinkeln existieren. Während beim reinen Kerbkonzept die unterschiedlichen Winkel und Kerbradien zu einer großen Streuung der versagensrelevanten Spannung führen, kann dies mit dem Einsatz der Effektivspannung behoben werden. Eine ausführliche Untersuchung findet sich im FAT-Bericht 259 [27]. In diesem wurden verschiedene Funktionale auf ihre Eignung untersucht und sehr gute Ergebnisse mit dem Spannungsabstands- und dem Spannungsmittelungsansatz erzielt:

$$\sigma_{\text{eff,mit}} = \frac{1}{\rho^*} \cdot \int_0^{\rho^*} \sigma(x) dx \quad (2.39)$$

$$\sigma_{\text{eff,abs}} = \sigma(x = a) \quad (2.40)$$

2.1.4 Auslegungskriterien

Bevor die Auslegung eines technischen Systems erfolgen kann, muss definiert werden wie mit möglichen Schäden an Bauteilen umgegangen wird. Üblicherweise [5, 50, 51] werden drei grundlegende Konzepte unterschieden:

- „safe life“ - Sicher über die definierte Lebensdauer
- „fail safe“ - Sicher trotz Schaden
- „damage tolerance“ - Schadenstoleranz

Graphisch dargestellt, finden sich die 3 Konzepte in Abbildung 2.9. Möller et al. [52] führen als viertes und übergreifendes Konzept sogenannte Sicherheitsmechanismen (im Original „procedural safeguards“) ein, in welchen Grenzen für den sicheren Betrieb aufgezeigt werden.

Unter dem Begriff „safe life“ versteht man eine Auslegung, bei welcher während der gesamten Nutzung kein Schaden auftritt. Dabei wird als Schaden zumeist ein technischer Anriss verstanden. Bei einer solchen Auslegung müssen die Bauteile bei Sicherheitsrelevanz mit hohen Sicherheitsfaktoren beaufschlagt werden. Dabei wird in der FKM-Richtlinie [22] für die Festlegung des Faktors unterschieden, ob das entsprechende Bauteil vorab und / oder während der Nutzung zerstörungsfrei geprüft wird und wie groß die

Schadensfolgen sind. Bei Bauteilen wie zum Beispiel Radsatzwellen von Zügen ist eine solche Auslegung nicht möglich, da zum einen bei sehr hohen Lastspielzahlen keine Dauerfestigkeit des Materials existiert, siehe auch Abschnitt 2.1.2, und zum anderen Bauteilschäden durch aufgewirbeltes Gleisbettmaterial oder Fremdkörper auftreten können [53].

Bei regelmäßiger Inspektion wird das Konzept als „damage tolerance“ bezeichnet. Basis ist das Wissen über die Rissausbreitung in den Bauteilen. Bei dauerhaft schwingungsbelasteten Bauteilen ist über einem Großteil der Bauteillebensdauer bereits ein Riss vorhanden, welcher erst nach längerem Wachstum instabil wird und einen Bruch verursacht [54, Seite 128 ff.]. Insbesondere im Flugzeugbau [55, 56] wird dieses Konzept zur Senkung des Gewichts verwendet, da regelmäßige Inspektionen sichergestellt werden können. Auch bei dem oben erwähnten Beispiel der Radsatzwellen findet das Konzept fallweise Anwendung [53, 57].

Bei sicherheitsrelevanten Bauteilen ohne die Möglichkeit einer regelmäßigen Inspektion beziehungsweise des Wechsels des Bauteils muss eine Auslegung nach dem „fail safe“ Konzept erfolgen. Bei diesem muss die Auswirkung eines Ausfalls abgefangen werden. Dies kann entweder durch eine sichere Beendigung der Funktion oder durch ein weiteres Bauteil gleicher Funktion erfolgen. Während die erste Lösung wirklich fail safe ist, verschiebt die zweite Lösung nur das Problem. Für den Fall eines statistisch abgesicherten Fehlers, bei welchem das gleichzeitige Versagen beider Komponenten im Rahmen der Sicherheitsanforderungen ausgeschlossen ist, ist die zweite Lösung möglich. Um Personenschäden auszuschließen ist aber stets die sichere Beendigung der Funktion anzustreben. Bei dem Beispiel eines Bremssystems würde eine automatisch eingeleitete Bremsung bei Verlust des Bremsdruckes die Funktion des Fahrzeuges sicher beenden. Eine zweite Bremsleitung, welche statt der defekten ersten genutzt werden kann, würde den weiteren Betrieb erlauben, aber dann zu einem unsicheren System führen.

Bei allen Auslegungskonzepten müssen die Streuungen sowohl der Beanspruchbarkeits- als auch der Belastungskennwerte beachtet werden. Für ein einfaches Beispiel mit statischer Belastung ist dies in Abbildung 2.10 dargestellt. Wenn beide Kennwerte streuen, muss eine Ausfallwahrscheinlichkeit P_A de-

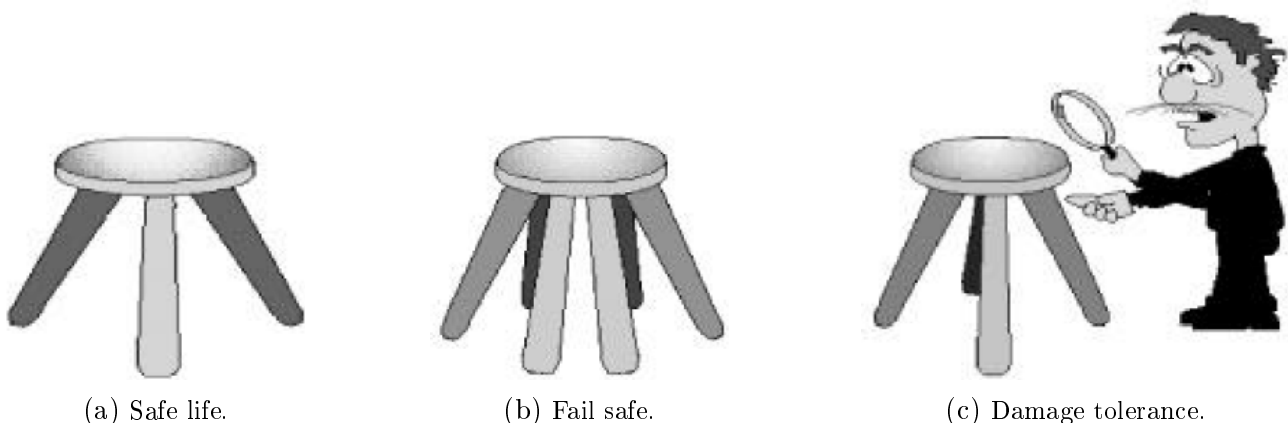


Abbildung 2.9.: Darstellung der verschiedenen Konzepte am Beispiel eines Stuhls aus [51].

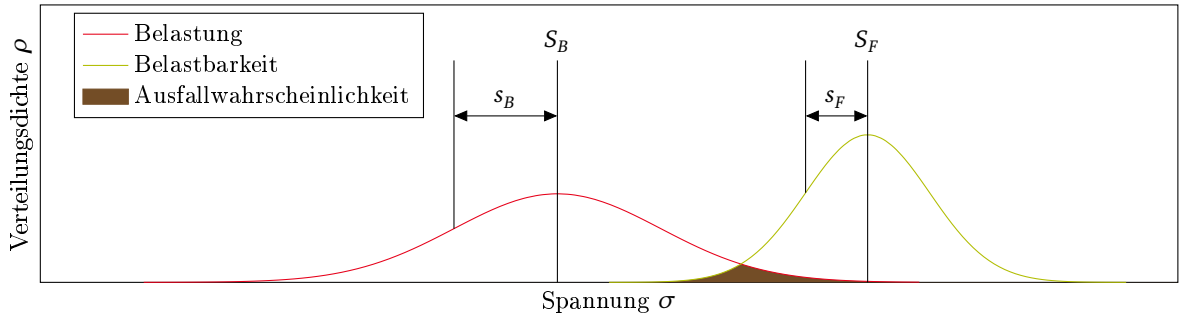


Abbildung 2.10.: Definition der Ausfallwahrscheinlichkeit am Beispiel einer statischen Belastung.

finiert werden. Für die Annahme zweier logarithmischer Normalverteilungen kann man diese aus den Mittelwerten und Standardabweichungen berechnen:

$$P_A = \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot \int_{-\infty}^{u_0} \exp\left(\frac{-u^2}{2}\right) du \quad (2.41)$$

$$u = \frac{z - m}{s} \quad (2.42)$$

$$s = \sqrt{s_F^2 + s_B^2} \quad (2.43)$$

$$m = \log S_F - \log S_B \quad (2.44)$$

$$z = x_F - x_B \quad (2.45)$$

Mit dem Index F ist hier die Belastbarkeit und mit B die Belastung bezeichnet.

2.1.5 Schadensakkumulation

Bei Belastung mit mehreren unterschiedlichen Belastungshöhen werden üblicherweise [5, 12, 58] Teilschädigungen D_i berechnet. Die verwendete Formel nach Palmgren [59] und Miner [60] nimmt dabei eine lineare Akkumulation der Teilschädigungen D_i an:

$$D_i = \begin{cases} \frac{n_i}{N_i}, & \text{für } k \neq \infty, \\ 0, & \text{für } k = \infty. \end{cases} \quad (2.46)$$

$$D = \sum_{i=1}^m D_i \quad (2.47)$$

mit

m Anzahl der Laststufen

k Neigung der Wöhlerkurve bei N_i

N_i ertragbare Lastwechselzahl bei der Belastung i

D Gesamtschädigung

Miner [60] bezog sich in seiner Arbeit allerdings nur auf Spannungen oberhalb der sogenannten Dauerfestigkeit, also nur auf Fall 1 der Gleichung 2.46. Gaßner et al. [61] zeigten allerdings nahezu zeitgleich in

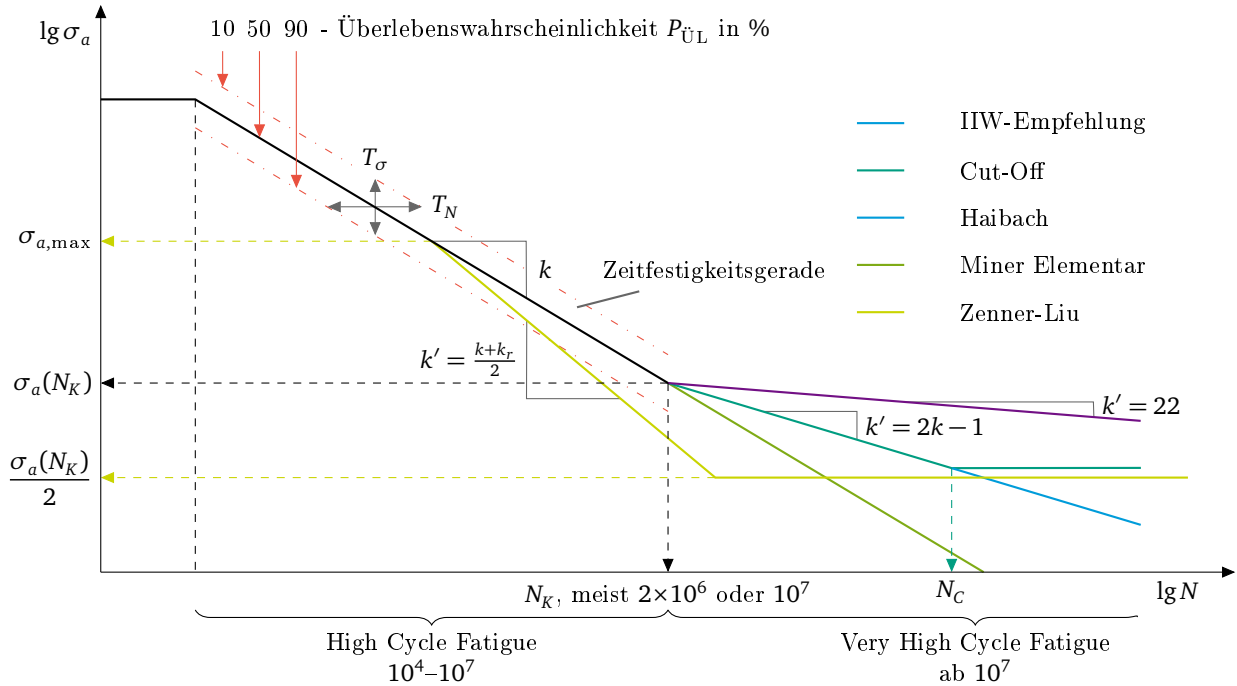


Abbildung 2.11.: Wöhlerkurve mit verschiedenen Ansätzen für die Bewertung großer Schwingungszahlen.

ihrer Arbeit, dass zumindest bei Aluminium- und in vermindertem Maße bei einem rostfreien Stahlwerkstoff ein weiterer Abfall der ertragbaren Festigkeit auftritt. Wird wie bereits in Abschnitt 2.1.2 gezeigt werde heute Wöhlerkurven mit mehreren Neigungen verwendet und dementsprechend tritt der Fall 2 üblicherweise nicht mehr auf.

Falls keine Neigung nach dem Abknickpunkt angegeben ist, besteht eine Möglichkeit darin die Neigung k' abzuschätzen. Bereits die Benennung weist auf den Unterschied zu einer berechneten Neigung aus der Datenbasis hin.

Als sehr konservativen Ansatz, oft elementare Miner-Regel genannt, kann die Wöhlerlinie ohne Abknicken fortgesetzt werden:

$$k' = k \quad (2.48)$$

womit sich Gleichung 2.12 wie folgt vereinfachen lässt:

$$y = (N_K/x)^{(1/k)} \cdot y(N_K) \quad (2.49)$$

In den IIW-Empfehlungen für Schweißnähte [34] wird ein weiterer Abfall der Belastbarkeit nach dem Abknickpunkt um 10 % pro Dekade, also $k' = 22$, angenommen. Haibach [5] berechnet die Neigung auf Basis der Wöhlerlinienneigung k im Zeitfestigkeitsbereich:

$$k' = 2k - m \quad (2.50)$$

mit m als Parameter für den Werkstoffzustand:

$$m = \begin{cases} 1 & \text{für duktile Werkstoffe,} \\ 2 & \text{für spröde Werkstoffe und Schweißverbindungen.} \end{cases} \quad (2.51)$$

Die Formel berücksichtigt dabei auch den Einfluss von veränderlichen Amplituden im Gegensatz zu den Versuchen mit konstanten Amplituden welche die Basis der Wöhlerlinie bilden.

Eine weitere Möglichkeit besteht darin eine geringere Neigung zum Beispiel die von Haibach anzunehmen, aber oberhalb einer festgelegten Schwingspielzahl N_C keine weitere Schädigung durch kleinere Schwingspiele anzunehmen:

$$k_{\text{Cut-Off}}^* = \begin{cases} 2 \cdot k - 1, & \text{für } N \leq N_C, \\ \infty, & \text{für } N > N_C. \end{cases} \quad (2.52)$$

Die Schwingspielzahl N_C kann entweder direkt [41] oder in Abhängigkeit einer Spannung [62] zum Beispiel $\frac{\sigma_D}{2}$ definiert werden. Damit erweitert sich Gleichung 2.13 zu:

$$y = \begin{cases} \left(\frac{N_K}{x}\right)^{(1/k)} \cdot y(N_K) & \text{für } x \leq N_K, \\ \left(\frac{N_K}{x}\right)^{(1/k')} \cdot y(N_K) & \text{für } N_K < x \leq N_C, \\ y(N_C) & \text{für } x > N_C. \end{cases} \quad (2.53)$$

Als weitere Möglichkeit kann man auch die Zeitfestigkeitsgerade um einen Punkt drehen, wie zum Beispiel beim Modell von Liu und Zenner [63]. Bei diesem wird die Wöhlerlinie bei der höchsten Amplitudenspannung der LZR $\sigma_{a,\max}$ mit der erhöhten Neigung

$$k' = \frac{k + k_r}{2} \quad (2.54)$$

bis zur halben Spannung des Abknickpunktes $\frac{y(N_K)}{2}$ fortgesetzt. Der Parameter k_r gibt die Neigung der Wöhlerlinie für angerissene Proben an, wobei nach [12] gilt:

$$k_r \approx 3 \quad (2.55)$$

Damit ergibt sich auch bei diesem Konzept eine Wöhlerlinie mit drei Abschnitten:

$$y = \begin{cases} \left(\frac{N_K}{x}\right)^{(1/k)} \cdot \sigma(N_K) & \text{für } \sigma \geq \sigma_{a,\max}, \\ \left(\frac{N(\sigma_{a,\max})}{x}\right)^{(1/k')} \cdot \sigma_{a,\max} & \text{für } \frac{\sigma_{a,\max}}{2} < \sigma < \sigma_{a,\max}, \\ \frac{\sigma_{a,\max}}{2} & \text{für } \sigma \leq \frac{\sigma_{a,\max}}{2}. \end{cases} \quad (2.56)$$

Weitere Konzepte finden sich zum Beispiel bei Freudenthal et al. [64] und Corten et al. [65]. Einige Verfahren für die Bewertung nach dem Abknickpunkt sind in Abbildung 2.11 graphisch dargestellt.

Aufgrund verschiedener, nicht betrachteter, Einflüsse wie zum Beispiel der Belastungsreihenfolge, der Mittelspannungsänderung und der Oberflächenrauigkeit beziehungsweise -bearbeitung wird auf geringere Gesamtschädigungen, meist $D = 0,3$ ausgelegt [4, 5, 12, 66].

Im realen System treten die Belastungen in einer, zum Beispiel im Hinblick auf Amplitudengröße oder Mittelspannung, ungeordneten Form auf. Insbesondere zur Bewertung nach der Miner-Regel oder zur Erstellung von Lastniveaus für Gaßnerversuche müssen die aufgetretenen Lasten klassiert werden. Die Definition grundlegender Begriffe erfolgt in der DIN 45667 [67]. Grundsätzlich können nach Anzahl der betrachteten Signale uni- und multiaxiale Verfahren unterschieden werden.

Während die Klassierung von multiaxialen Signalen Gegenstand der aktuellen Forschung ist [68–71], gibt es für uniaxiale Signale etablierte Methoden. Im folgenden soll die in der Lebensdaueranalyse verwendete Rainflow-Klassierung dargestellt werden. Eine Übersicht mit Anwendungsbeispielen für eine

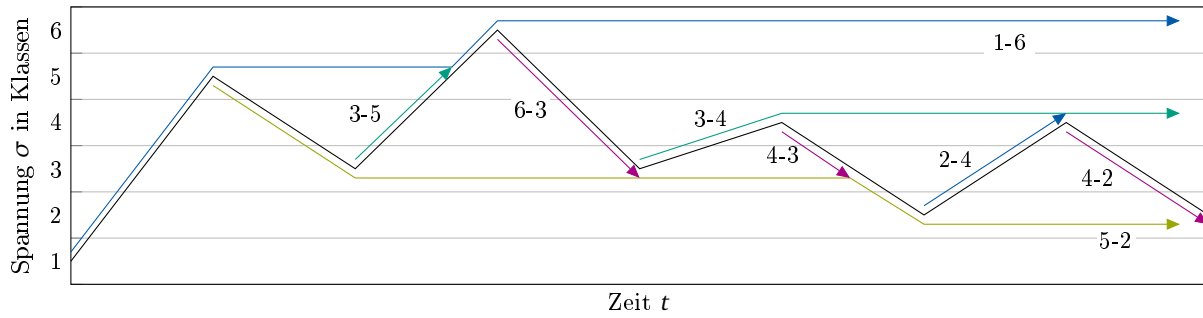
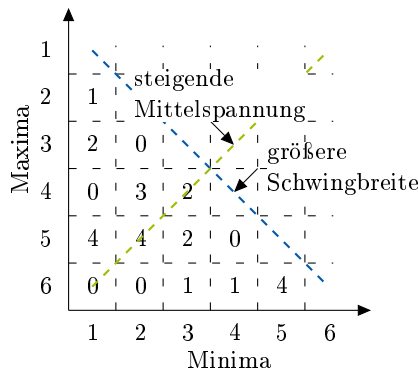
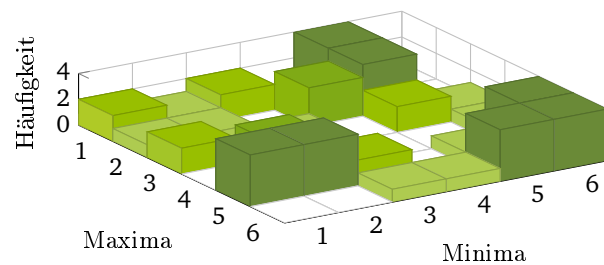


Abbildung 2.12.: Klassierung eines Beispielsignals mit der Rainflow-Methode. Erkannte Halbschwingspiele werden in der Form Von - Zu angegeben.



(a) Matrixdarstellung.



(b) Dreidimensionale Balkendarstellung.

Abbildung 2.13.: Darstellungsarten einer Rainflowklassierung.

Vielzahl an uniaxialen Klassierungsverfahren sowie den daraus abgeleiteten Lastannahmen geben Köhler et al. [23]. Informationen zur Rainflow-Methode sowie Lastsignalen allgemein finden sich bei Schijve [72].

Die sogenannte Rainflow-Klassierung wurde erstmals im Jahre 1968 von Matsuishi et al. [73] beschrieben. Die Benennung verweist dabei auf den Grundgedanken des Zählalgorithmus, denn für diesen dreht man das Zeitsignal gedanklich um 90° im Uhrzeigersinn und lässt Wasser „hinabtropfen“. Ein Halbschwingspiel wird gezählt, wenn das Wasser entweder einen Umkehrpunkt oder einen „Wasserfall“ eines darüberliegenden Umkehrpunktes trifft. Zwei Halbschwingspiele gleicher Schwingbreite und Lage werden zu einem Vollschwingspiel kombiniert. Üblicherweise bleiben am Ende einer Klassierung Halbschwingspiele übrig und werden als Residuen bezeichnet. Bei kurzen Signalen (Köhler et al. [23] geben als Grenzwert 1×10^6 Vollzyklen an) muss das Residuum mit in Betracht gezogen, bei längeren können sie vernachlässigt werden. Das Prinzip ist in Abbildung 2.12 graphisch dargestellt.

Um die Ergebnisse dieses Verfahrens in einer Datenstruktur zu erfassen, wird eine Matrixdarstellung gewählt. Eine Koordinatenrichtung entspricht der Ausgangs-, die zweite der Zielklasse. In den jeweiligen Zellen gibt der Wert die Auftretenshäufigkeit der Belastung an. Diese vollbesetzte Matrix kann auch vereinfacht werden, indem die Reihenfolge der Belastung, also Ausgangs- und Zielklasse vernachlässigt wird. Dann stehen nur noch auf der Hauptdiagonalen und einer Seite davon Elemente, während die andere Seite zu Null wird. Bei beiden Matrixdarstellungen können die Schwingbreiten einfach als Abstand von der Hauptdiagonalen sowie die Mittellast als Abstand von der Gegendiagonalen abgelesen werden. Häufig wird die Matrix auch zu einer Schwingbreite-Mittelwert-Darstellung umgeformt. Ein klassiertes Signal mit den entsprechenden Matrizen ist in Abbildung 2.13 dargestellt.

2.2 Widerstandspunktschweißen

2.2.1 Verfahrensprinzip

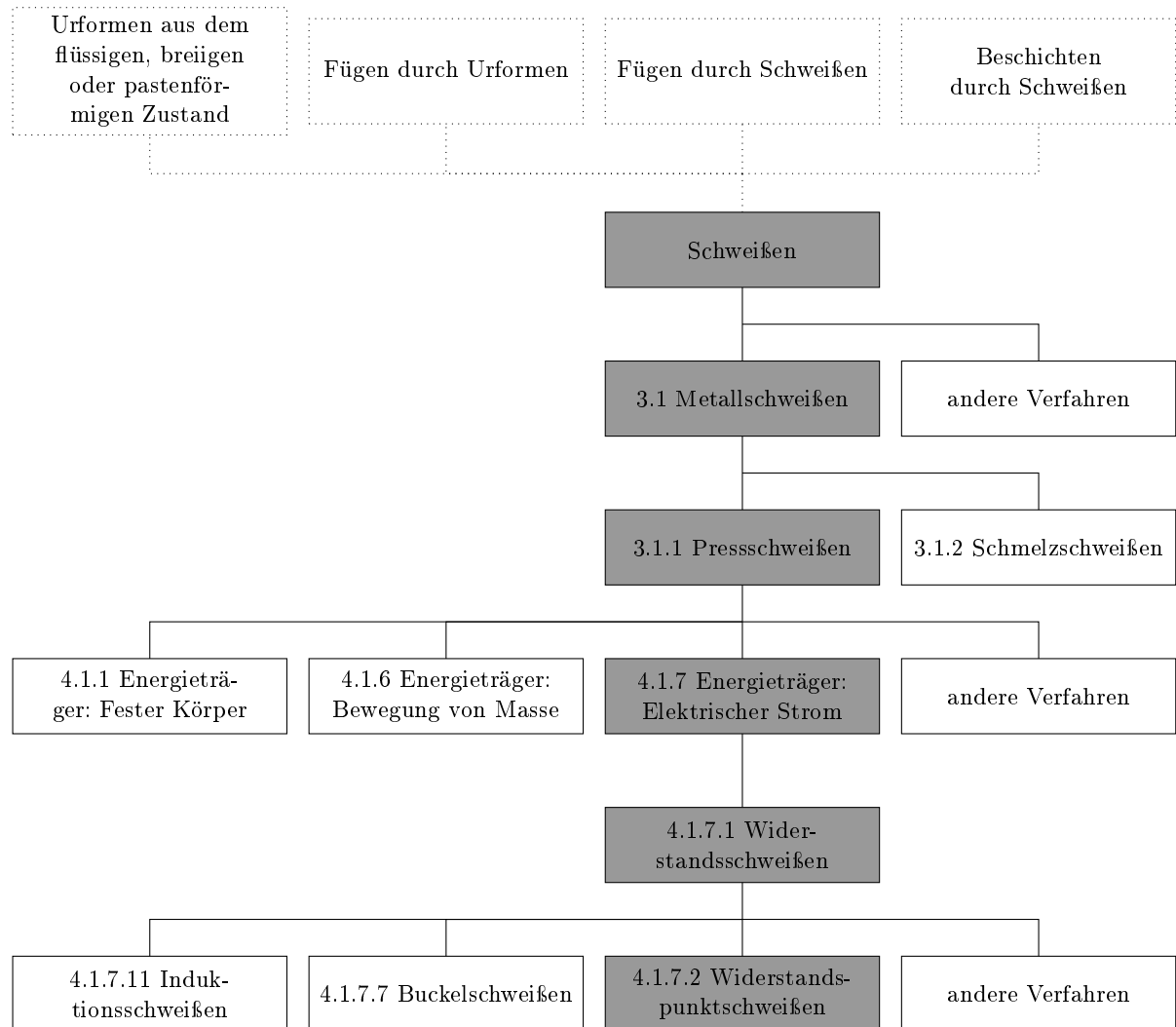


Abbildung 2.14.: Einordnung des Widerstandspunktschweißens nach DIN 1910 [74] innerhalb der Fügeverbindungen. Weitere Elemente auf den einzelnen Ebenen sind beispielhaft angegeben.

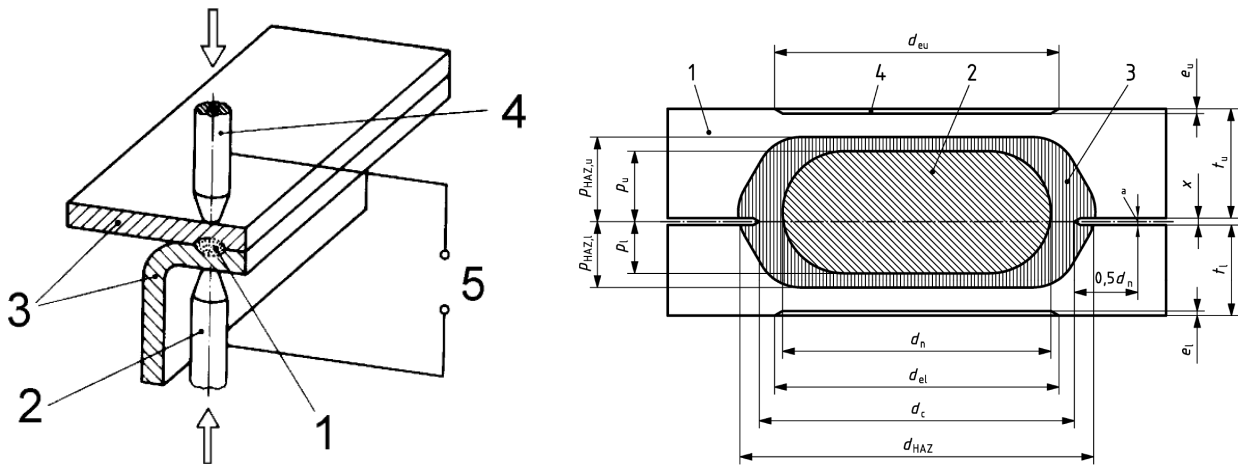
Nach DIN EN ISO 17677 [75] wird Widerstandspunktschweißen als ein Schweißprozess definiert, bei welchem durch die Erwärmung der Bauteile, aufgrund des Widerstandes gegen den durchfließenden Strom, eine Fügung erzeugt wird. Um das Punktschweißen in die möglichen Verbindungstypen einzugliedern, kann die DIN 1910 [74] herangezogen werden. Vereinfacht ist die Einordnung in Abbildung 2.14 abgebildet. Das Verfahren Schweißen kann dabei in die 4 gepunktet dargestellten Kategorien eingeordnet werden.

Eine Darstellung der beim Fügen beteiligten Objekte ist in Abbildung 2.15a zu finden, Abbildung 2.15b zeigt eine Schnittdarstellung des Schweißpunktes mit charakteristischen Größen. Durch die beiden Punktschweißelektroden wird eine Kraft auf die metallischen Fügepartner ausgeübt, welche Elektrodenkraft genannt wird und zu einem Eindruck des Elektrodenkopfes in die Blechoberfläche führt. Zwischen den Kontaktstellen fließt Strom und der innere Widerstand führt zur Erwärmung des dazwischenliegenden Bereiches. Diese führt zum Aufschmelzen der Bleche und der Entstehung einer Schweißnahtlinse, die die Fügepartner miteinander verbindet. Umgeben ist sie von einer Wärmeeinflusszone, bei welcher die Wärme nur zu einer Veränderung des Gefüges führt. Ebenfalls abgebildet ist die entstehende Kerbe, welche eine potentielle Anrissstelle darstellt. Der gesamte Vorgang dauert dabei je nach Werkstoff, Blechdicken

und gewünschtem Schweißpunktdurchmessers zwischen $t = 40 \text{ ms bis } 800 \text{ ms}$ bei $f = 50 \text{ Hz}$ Wechselstrom. Durch diese kurze Taktzeit, geringe Anforderungen an Positioniergenauigkeit und Vorbereitung der Fügepartner ist dieses Verfahren Standard in der Serienfertigung [76]. Als üblicher Schweißpunktdurchmesser gilt dabei:

$$d_{\text{SP}} = 5 \cdot \frac{t_1 + t_2}{2} \quad (2.57)$$

Vorwiegend werden Schweißpunkte zur Verbindung von Stahlblechen eingesetzt, allerdings kann die Methode auch für Aluminium [77, 78] und Magnesium [79, 80] eingesetzt werden. Die Eigenschaften von Mischverbindungen wie zum Beispiel Stahl und Magnesium oder Stahl und Aluminium sind Gegenstand aktueller Forschung [81, 82].



(a) Darstellung des Fügeprozesses aus der DIN EN 14610 [83].

Bezeichnungen:

- | | |
|---------|-----------------------|
| 1 | Schweißpunkt |
| 2 und 4 | Punktschweißelektrode |
| 3 | Werkstück |
| 5 | Energiequelle |

(b) Schnittdarstellung eines Schweißpunktes aus der DIN EN ISO 17677-1 [75].

Wichtige Größen:

- | | |
|------------------|----------------------------------|
| t_u und t_l | Blechkicken |
| d_n | Durchmesser der Schweißlinse |
| d_{HAZ} | Durchmesser der Wärmeinflusszone |

Abbildung 2.15.: Definition der Fügepartner sowie der Größen beim Widerstandspunktschweißen.

2.2.2 Versagensmechanismen

Schweißpunkte haben bei Belastung 2 Hauptschädigungsarten:

- Bruch durch den Schweißpunkt, sogenannter Punktriss
- Bruch durch das direkt an den Schweißpunkt grenzende Blech, sogenanntes Ausknöpfen

In seltenen Fällen wirken beide Schädigungsarten nacheinander, in dem zuerst ein Anriss im Schweißpunkt auftritt, dann aber in Dickenrichtung weiterwächst [84]. Alle Anrisslagen sind in Abbildung 2.16 dargestellt. Beim Ausknöpfen kann dabei die Rissinitiierung sowohl an der Grenzfläche von Wärmeinflusszone zur Schweißlinse, in der Wärmeinflusszone oder im Grundmaterial nahe des Schweißpunktes erfolgen.

Durch die entsprechende Wahl des Schweißpunktdurchmessers soll sichergestellt werden, dass ein Ausknöpfen vorliegt, da Punktrisse die ertragbaren Belastungen erheblich senken. Bei der üblichen Schweißpunktgröße von $5 \cdot \frac{t_1+t_2}{2}$ [76] beziehungsweise $4 \cdot \sqrt{\frac{t_1+t_2}{2}}$ sollte nur noch Ausknöpfen auftreten. Vandenbossche [85] zeigt für verschieden feste Stähle, dass diese Formeln insbesondere für Blechkicken von

$t > 1,5 \text{ mm}$ nicht gelten. Von Pouranvari et al. [84] wird daher eine neue Formel für den Mindestschweißpunktdurchmesser vorgeschlagen:

$$d_{\text{SP}} \geq \frac{4 \cdot t}{P \cdot f} \cdot \left(\frac{H_{\text{PFL}}}{H_{\text{FZ}}} \right) \quad (2.58)$$

mit:

H_{FZ} Härte der Schweißlinse

H_{PFL} Härte an der Ausknöpfungstelle

P Porositätsgrad

f Verhältnis von Scher- zu Zugbelastbarkeit

t Blechdicke

Das DVS-Merkblatt 2902 [86] zeigt für den quasistatischen Fall die gleichen Schädigungsarten und empfiehlt die Auslegung auf Scherzug, da die ertragbaren Kräfte um den Faktor 5 größer sind als bei Schälzug und um den Faktor 1,7 bis 5 größer als bei Kopfzug sind.

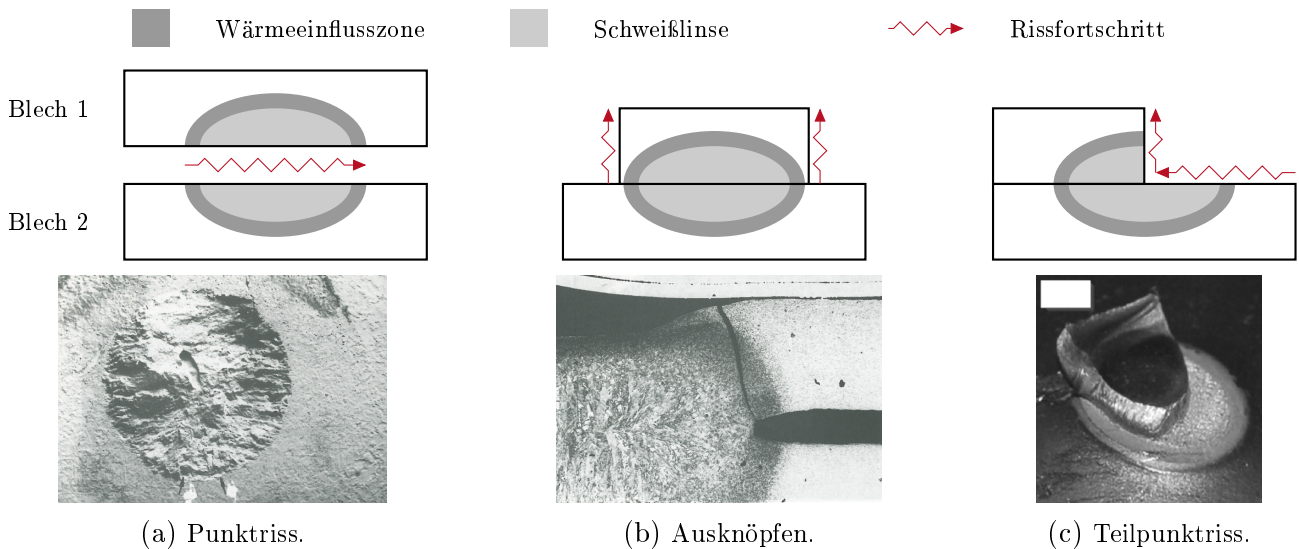
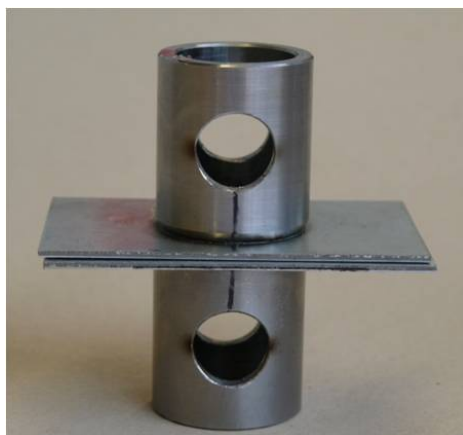


Abbildung 2.16.: Anrisslagen bei Schweißpunkten und Bild (c) nach Pouranvari et al. [84], Bilder (a) und (b) aus FAT-Bericht 78 [87].

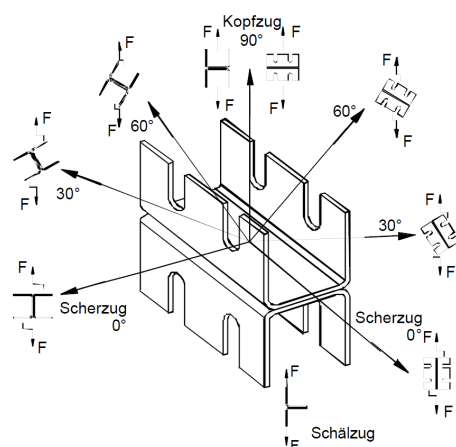
2.2.3 Proben zur Ermittlung der Schwingfestigkeit

Im folgenden sollen für Schweißpunktversuche typische Probengeometrien vorgestellt werden. Eine ausführliche Bewertung verschiedener Geometrien auch im Hinblick auf linien- und flächenhafte Verbindungen ist im FAT-Bericht 169 [88] zu finden. Eine Übersicht über die hier vorgestellten Proben und den damit mögliche Belastungsarten gibt Tabelle 2.1.

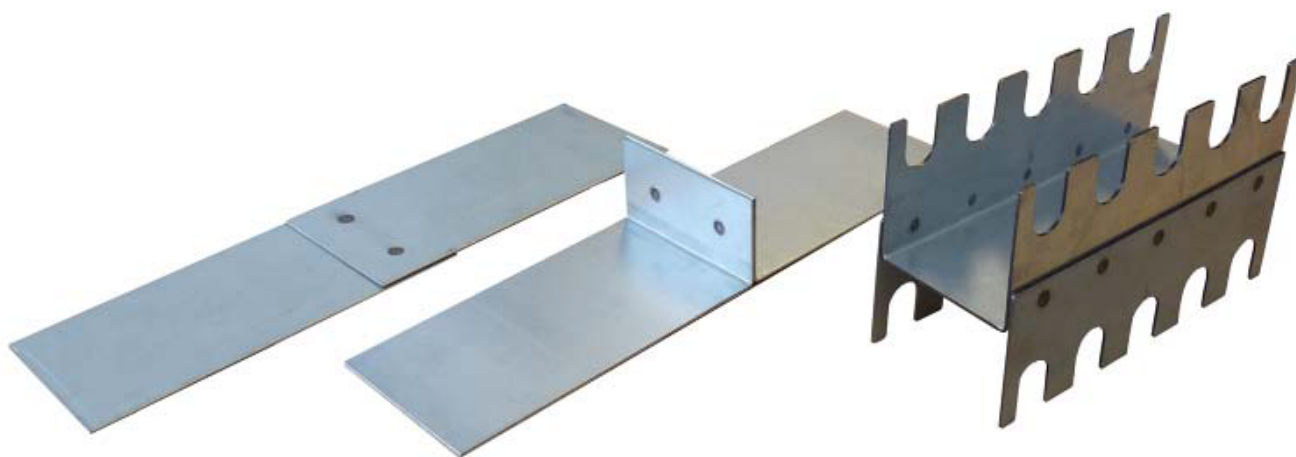
Zur Prüfung von Verbindungselementen für zwei Bleche wurde am Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik an der Universität Paderborn (LWF) eine Probe entwickelt, um Kopf- und Scherzugbelastungen abtesten zu können. Basierend auf den darstellbaren Beanspruchungen werden die Proben KS-Proben genannt. In einer ersten Arbeit von Gieske [92] wurde eine tiefgezogene Napfprobe mit einem Fügepunkt vorgeschlagen und unter dem Namen KS-Probe vorgestellt. Mit dieser Probe können punkt- und flächenförmige Verbindungen geprüft werden. Versuchsergebnisse sind zum Beispiel im FAT-Bericht 142 [93] beziehungsweise Hahn et al. [94] zu finden. Von Hahn et al. [89] wurde als Ersatz die



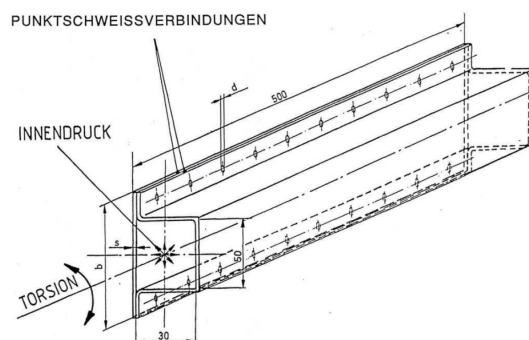
(a) Rohrprobe.



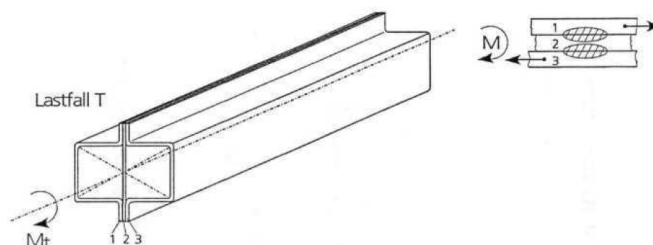
(b) KS-2-Probe und mögliche Belastungen aus [89].



(c) Scherzug-, Schälzug- und H-Scherzugprobe aus dem FAT-Bericht 179 [90].



(d) Hutprofil aus dem FAT-Bericht 138 [77].



(e) Doppelhutprofil unter Torsionsbelastung aus dem FAT-Bericht 164 [91].

Abbildung 2.17.: Bilder ausgewählter Schweißpunktproben.

sogenannte KS-2-Probe vorgeschlagen. Mit dieser können punkt-, linien- und flächenhafte Verbindungen bewertet werden. Alle möglichen Belastungen der Probe sind in Abbildung 2.17b dargestellt. Für Schälzugversuche muss einseitig auf die Schenkel verzichtet werden. Im vorgesehenen Bereich der dünnen Bleche sind für verschiedene Blechdickenbereiche Maße für die Verrundung r_i sowie Innenhöhe und -breite vorgeschlagen worden. Durch die geringe freie Länge der Schenkel von $0,5\text{ mm} + r_i$ ist allerdings deren Verformungsbewegung sehr eingeschränkt. Einsatzgebiete für diese Probe sind zum Beispiel Versuche an punktgeschweißten Stahlblechen [95] oder an Klebverbindungen zwischen Stahl- und CFK-Blech [96]. Im FAT-Bericht 239 [24] wurde die oben erwähnte Schälzugprobe mit nur einem Schenkel zur Prüfung von Schweißpunkten zwischen Stahlblechen verwendet.

Die Rohrprobe wurde zur Bestimmung der Festigkeiten von Schweißpunkten unter Kopf- und Scherzug sowie deren Kombinationen entwickelt [97]. Prinzipiell ist die Probenform als Einelement-Probe konzipiert. Der Schweißpunkt verbindet zwei dünne Bleche miteinander. Auf diese sind zur Aufnahme in die Prüfvorrichtung zwei dickwandige Rohre mit Bohrung aufgeschweißt. Diese dickwandigen Rohre versteifen allerdings den Bereich der Fügung stark, wenn sie nicht entsprechend groß im Durchmesser gewählt werden.

Tabelle 2.1.: Übersicht über Schweißpunktproben und den damit realisierbaren Belastungen.

	Anzahl SP	Kopfzug	Scherzug	Schälzug	Torsion	Bemerkung
Napfprobe (KS-Probe)	1	x	x		x	
KS-2-Probe	≥ 1	x	x			
Schälzugprobe	≥ 2			x		
H-Schälzugprobe	10			x		
Scherzugprobe	≥ 2		x			
H-Scherzugprobe	10		x			
Rohrprobe	1	x	x	(x)	x	Schälzug mit zusätzlichen Lenkerblechen
Hutprofilprobe	12		x	x		kein reiner Scher- / Schälzug
Doppelhutprofilprobe	12	x	x	x		kein reiner Scher- / Schäl- /Kopfzug

Flachproben können zur Prüfung von Scherbelastungen verwendet werden. Dabei werden zwei flache Bleche punkt-, linien- oder flächenförmig gefügt. Bei der Verwendung mit punktförmigen Verbindungen wird der Einsatz von mehreren Punkten empfohlen, um ungewollte Momenteneinleitung durch eine geometrische Abweichung bei der Lasteinleitung zu verhindern. Insbesondere bei dünnen Blechen weicht die reale Belastung aber stark vom reinen Scherzug ab, da durch die Verformung der Bleche ein zusätzlicher Kopfzug eingebracht wird. Beim Einfügen einer zusätzlichen Abkantung kann anstatt Scher- der Schälzug geprüft werden. Beide Probentypen sind in Abbildung 2.17c links abgebildet.

Von Sing1991 wurde die sogenannte H-Probe vorgeschlagen, um reine Scher- beziehungsweise Schälbelastungen für alle 3 Verbindungstypen realisieren zu können, siehe Abbildung 2.17c. Bei Versuchen mit Schweißpunkten [90] konnten mit diesem Probentyp sehr geringe Streuspannen von $T_\sigma = 1 : 1,06$ erzielt werden.

Die Hutprofilprobe besteht aus einem ebenen Deckblech sowie einem gebogenen Hutprofil, siehe Abbildung 2.17d. Die Verbindung zwischen diesen beiden Blechen kann punkt-, linien- oder flächenförmig erfolgen. Für Schweißpunkte existieren über 400 Versuchsergebnisse nur für diesen Probentyp [87, 90]. Mit den zwei üblichen Belastungen Torsion und Innendruck können eine vorwiegende Scherzug- respektive Schälzugbelastung realisiert werden. Die Doppelhutprofilprobe ist eine Erweiterung des einfachen Hut-

profils. Symmetrisch zum Deckblech wird ein zweites Hutprofil positioniert und der Schweißpunkt über alle 3 Bleche ausgeführt. Zusätzlich zu den zwei Lastfällen des Hutprofils wird die Torsion mit einseitiger Schlitzung des Hutprofils sowie der Kopfzug beschrieben [91]. Abbildung 2.17e zeigt ein Doppelhutprofil mit den wirkenden Kräfte am Schweißpunkt für die Torsionsbelastung.

2.3 Finite Element Methode (FEM)

2.3.1 Methode

Zur Auslegung von Bauteilen wird immer häufiger die FE-Methode eingesetzt, da diese die Berechnung von auslegungsrelevanten Spannungen auch bei komplexen Geometrien erlaubt. Insbesondere bei Verknüpfung mit Computer Aided Design (CAD)-Systemen können so schnell Varianten einer Konstruktion bewertet und so der Entwicklungsprozess verkürzt werden. Bei allen Fortschritten in der Berechnungsgüte und den Prozessen muss trotzdem stets die kritische Validierung der Ergebnisse erfolgen, um Fehler zu vermeiden. Ein Beispiel bei dem dies unterblieb, ist die norwegische Sleipner-Ölplattform. Diese sank, nachdem wegen schlechter Elementierung des FE-Modells die Scherbelastung um 45 % unterschätzt wurde [98].

Nach Entwicklung der ersten Ansätze für die lineare Elastik, entwickelte sich die FEM bis heute weiter um auch dynamische Vorgänge wie Crash, komplexe Wirkzusammenhänge wie Tribologie oder Multiphysikprobleme (zum Beispiel in Elektromotoren) abbilden zu können. Dadurch haben sich die Anwendungsgebiete der FEM extrem erweitert, so kommt sie nicht mehr nur bei strukturmechanischen Fragestellungen zum Einsatz, sondern zum Beispiel auch in der Chemie, der Elektrotechnik oder der Medizintechnik.

Den Begriff Finite Elemente führte dabei Clough 1960 ein und meinte damit bereits die Diskretisierung eines Volumens durch eine Anzahl von Elementen, deren Ansatzfunktionen die Verschiebungen, Dehnungen und Spannungen in den Elementen beschreiben. Die Elemente bestehen dabei aus Knoten. Durch Knoten, welche von mehreren Elementen genutzt werden, werden diese miteinander verbunden. Die Beschreibung der entstehenden Gleichungen in einem linearen Gleichungssystem wurde 1962 von Besseling, Melosh und de Veubeke gewonnen. Dazu sind verschiedene Bedingungen wie Kompatibilität der Freiheitsgrade der verwendeten Elemente und ein Gleichgewicht von inneren und äußeren Kräften notwendig [99].

Nach Nasdala [100] kann man die Vorgehensweisen zur Lösung der Systeme grob in vier Teilbereiche gliedern:

- Lineare Statik
- Nichtlineare Statik
- Lineare Dynamik
- Nichtlineare Dynamik

Nichtlinearitäten können dabei aus verschiedenen Gründen Einfluss auf die Berechnung haben. Dies soll am Beispiel einer Tiefziehsimulation verdeutlicht werden: Sobald der Stempel den Blechzuschnitt berührt, kommt es zur ersten Nichtlinearität durch den Kontakt zwischen diesen beiden Körpern und folgend auch des Blechzuschnittes mit der Matrize. Sobald der Weg groß genug wird, fängt das Material des Blechzuschnittes an sich plastisch zu verformen, was wiederum eine Nichtlinearität ist. Zusätzlich zu diesen kommt noch eine geometrische Nichtlinearität durch die großen Verschiebungen und Dehnungen der Elemente. Dynamik grenzt sich durch die zusätzliche Variable Zeit von der Statik ab, es geht also um dynamische Vorgänge wie den oben beschriebenen oder aber auch Schwingungsvorgänge von Bauteilen.

Aufgrund dieser Anforderungen haben sich spezialisierte Gleichungslöser wie zum Beispiel LS-Dyna für oben genannten Fall der Umformsimulation entwickelt. Gleichzeitig geht der Trend zum Multiphysik-Solver, also der Kombination verschiedener Bereiche wie zum Beispiel Temperatureinfluss oder Einfluss von magnetischen Feldern auf das Verhalten von Bauteilen. Zwei Beispiele solcher Solvers sind ANSYS und ABAQUS.

Basis aller Gleichungslöser bei einer quasistatischen Anregung mit einer Kraft ist die folgende Grundgleichung, welche die Steifigkeit mit der Verschiebung verknüpft:

$$F = k \cdot u \quad (2.59)$$

mit

F Einwirkende Kraft

k Steifigkeit des Systems

u Auftretende Verschiebung

Falls die Lösung zeitabhängig ist, wie bei dynamischen Systemen, muss zusätzlich noch die Dämpfung sowie die Massenverteilung betrachtet werden:

$$F = k \cdot u + d \cdot \dot{u} + m \cdot \ddot{u} \quad (2.60)$$

mit

d Geschwindigkeitsabhängige Dämpfung - Dämpfungsmatrix

m Massenmatrix (zugehörige Masse zur Verschiebung und Massenträgheitsmomente für die Rotationen)

Zur Lösung dieser Grundgleichungen kommt häufig das Variationsprinzip zum Einsatz. Bei diesem werden die äußere virtuelle Arbeit δW_a als im Gleichgewicht mit der inneren virtuellen Arbeit δW_i betrachtet:

$$\delta W_i = \delta W_a \quad (2.61)$$

Die äußere virtuelle Arbeit ist dabei definiert durch die einwirkenden Kräfte F mit ihren gedachten Verschiebungen u . Diese dürfen die Randbedingungen nicht verletzen und keine großen Verschiebungen erfahren. Für angreifende äußere Kräfte kann die Arbeit wie folgt definiert werden:

$$\delta W_a = \delta u \cdot F \quad (2.62)$$

Die innere virtuelle Arbeit entspricht der Arbeit welche die Dehnungen ϵ mit den Spannungen σ leisten. Die Dehnungen entsprechen dabei den abgeleiteten Verschiebungen:

$$\delta W_i = \int_V \delta \epsilon \cdot \sigma dV \quad (2.63)$$

Beispiele für die Anwendung der Methode finden sich zum Beispiel für einen Biegebalken bei Klein [99] und einen Zugstab bei Nasdala [100]. Für die vollständige Diskretisierung des Volumens durch finite Elemente kann das Integral durch eine Summe ersetzt werden und somit die Differentialgleichung unter Beachtung der jeweiligen Ansatzfunktionen der verwendeten Elemente vollständig aufgestellt werden.

Die Komplexität der Differentialgleichung ist somit direkt abhängig von den gewählten Elementen. Die Elementtypen können dabei in einer ersten Unterteilung nach ihrer beschriebenen Dimensionen unterschieden werden:

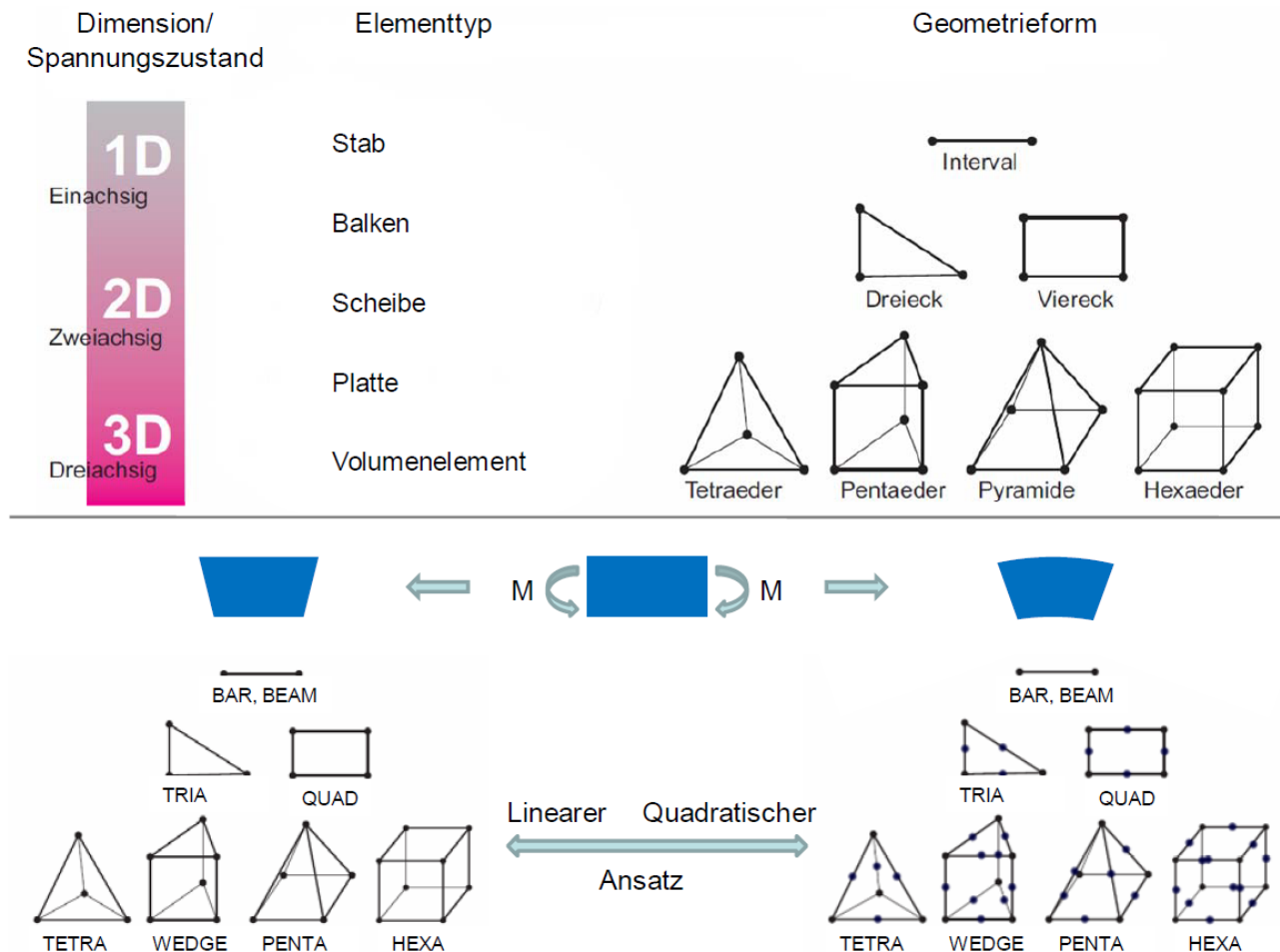


Abbildung 2.18.: Darstellung üblicher Elementtypen in der FEM und Ansatzfunktionen aus Gehrt [101].

- 0D-Skalarelemente wie zum Beispiel Federn und Massen
- 1D-Stabelemente
- 2D-Schalenelemente
- 3D-Volumenelemente

Eine graphische Übersicht der Elementtypen findet sich in Abbildung 2.18.

Der Vorteil von Elementen geringerer Dimension ist die Zeitersparnis bei Vorbereitung und Berechnung. Allerdings müssen wesentliche Einschränkungen in der Auflösung der Ergebnisse beachtet werden. So können zum Beispiel bei der Simulation von Klebstoffschichten die kritischen Spannungen in den Ecken nur mit Volumenelementen berechnet werden. Auch können numerische Fehler wie das Shear-Locking bei linearen Elementen auftreten [100], welche im Modell erhöhte Steifigkeiten und falsche Spannungswerte verursachen können. Zur Konvergenz der Spannungen gegen den wahren Wert gibt es ausführliche Informationen bei Klein [99, Seite 119ff.].

Für die in der Dissertation verwendeten Modelle wurden der Solver MSC.NASTRAN, im Folgenden nur Nastran genannt, verwendet. Dieser stellt alle oben beschriebenen Elemente zur Verfügung, wobei für die Modelle der Proben vor allem Schalen- und Volumenelemente genutzt wurden. Die Schalenelemente weisen die Besonderheit auf, dass in älteren Versionen des Solvers die Drillsteifigkeit an den Knoten nicht aus der Blechdicke und den Werkstoffparametern berechnet, sondern auf einen konstanten Wert gesetzt wurde. Diese früher verwendeten CQUAD-Elemente stellen auch heute noch den Standard dar, obwohl mit den CQUADR-Elementen eine Ansatzfunktion gewählt wurde, bei denen die Drillsteifigkeit korrekt

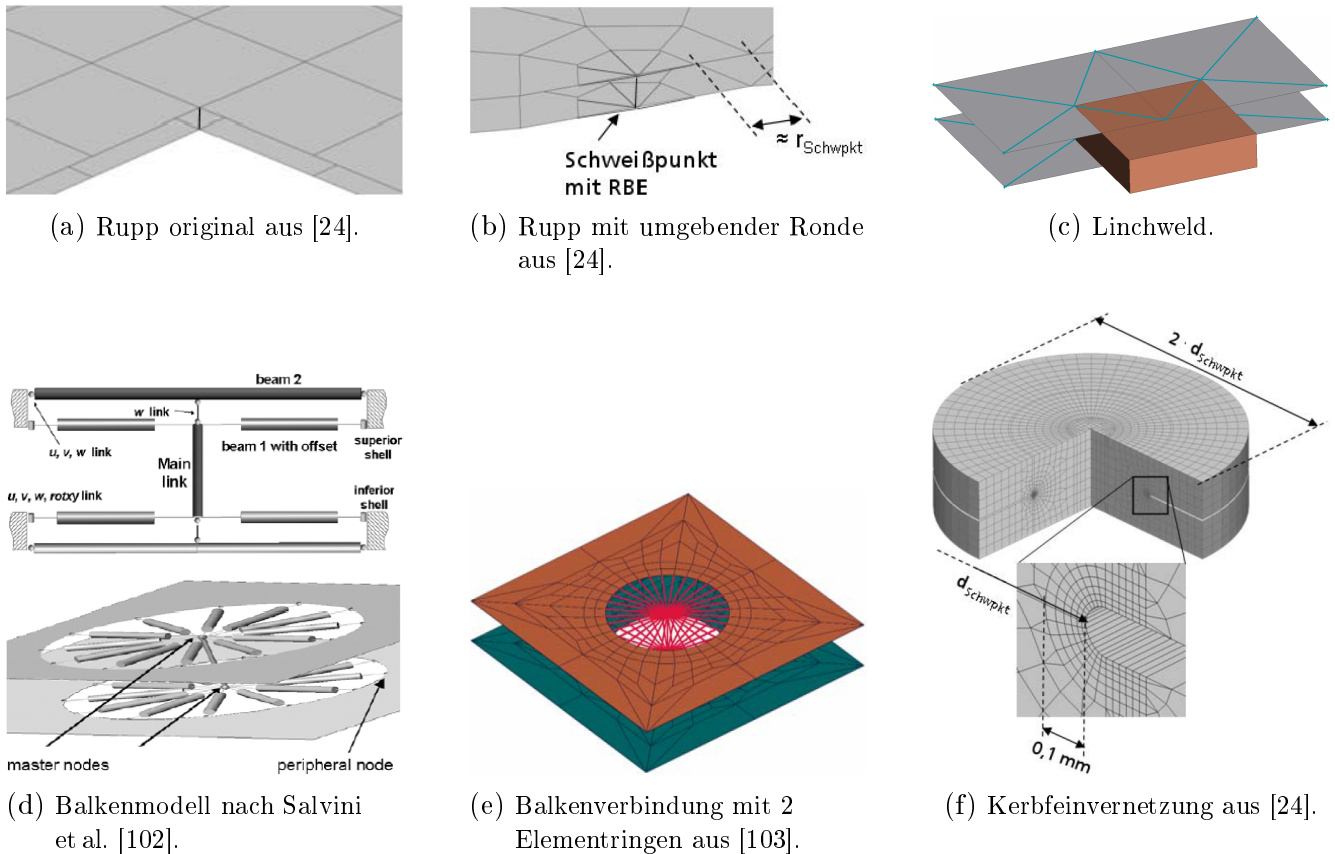


Abbildung 2.19.: Beispiele für die FEM-Modellierung von Schweißpunkten.

berechnet wird. Je nach Dicke der Bleche und dem eingesetzten Material können dadurch große Unterschiede in den Ergebnissen entstehen. Bei den eingesetzten Volumenelementen werden an den Knoten nur die drei translatorischen Freiheitsgrade zur Verfügung gestellt. Sollen nun zum Beispiel Schalen- mit Volumenelementen verbunden werden muss der Kompatibilität der Freiheitsgrade Sorge getragen werden, zum Beispiel durch zusätzliche Schalen an der Volumenoberfläche um die Momente korrekt übertragen zu können.

Für die Vereinfachung zum Beispiel von Lasteinleitungen gibt es auch sogenannte Konnektorelemente bei denen mindestens 2 Knoten über eine Gleichung miteinander verbunden werden. Im Rahmen der Dissertation wurden dabei zum einen Starrkörperelemente und zum anderen Interpolationselemente eingesetzt. Bei ersterem wird die Bewegung an einem Knoten auf alle angebundenen Knoten übertragen, was quasi einem unendlich starren Körper entspricht. Mit diesen Elementen wurde die Probeneinspannung und die Lasteinleitung realisiert. Interpolationselemente stellen hingegen die Verschiebung beziehungsweise Rotation an einem Knoten als Mittelung der Werte von mehreren Knoten dar. Oft kommen dabei Wichtungsfaktoren für die angebundenen Knoten in Abhängigkeit von ihrer Entfernung zum Hauptknoten zum Einsatz. Korrekt eingesetzt wird dabei keine Steifigkeit hinzugefügt.

2.3.2 Modellierung von Schweißpunkten

Die Modellierung von Schweißpunkten in einem FEM-Modell kann von sehr stark vereinfacht (gemeinsamer Knoten am Schweißpunktort) bis hin zu sehr detailliert mit einer Kerbfeinmodellierung erfolgen. Einen Überblick über verschiedene Modelle geben Palmonella et al. [104]. Nachfolgend sollen die vorgestellten Modelle für die Steifigkeits- / Lebensdauerbewertung nach ihrer Netzunabhängigkeit unterteilt werden, da diese für den Einsatz während des Berechnungsprozesses eine wesentliche Kenngröße ist:

- Netzunabhängig mit Interpolationselementen, Hauptelement:
 - Balken
 - Hexaeder
- Netzabhängig
 - Gemeinsamer Knoten
 - Verbindung mit Balken
 - Solid-Elemente gekoppelt an Shell
 - Vollständige Volumenvernetzung
- Beide Varianten möglich
 - Solid-Substrukturberechnung
 - Solid-Superelement

Bei der netzunabhängigen Modellierung kann das vorhandene Netz weiter verwendet werden und es müssen nur zusätzliche Elemente eingefügt werden. Da nicht sichergestellt ist, dass Knoten am Ort des Schweißpunktes existieren, werden die Enden der Verbindungselemente über Interpolationselemente mit dem Netz verbunden. Der Verzicht auf eine Neuvernetzung der Verbindungsbereiche erlaubt eine schnelle, da automatisierbare, Vernetzung von Schweißpunkten. Hauptunterschiede in den Methoden bestehen in der Wahl des Verbindungselementes, üblicherweise ein Balken oder ein Hexaeder, sowie in der Wahl der Interpolation. Eine mögliche Lösung für die Verwendung eines Balkens geben Salvini et al. [102]. Die Verbindung mit Hexaedern ist zuerst für die Steifigkeitsmodellierung gesamter Fahrzeugkarosserien unter dem Namen „Linchweld“ von Heiserer et al. [105] vorgestellt wurden. In Abbildung 2.19c sind der Hexaeder orange, die Schalen grau und die Interpolationselemente blau dargestellt.

In der ursprünglichen Untersuchung wurde die sehr gute Steifigkeitsabbildung im Frequenzbereich anhand von Gesamtfahrzeugmodellen des BMW X6, 3er und 5er gezeigt. Die Verrechnung der auftretenden Kräfte und Momente an den Ecken der Hexaeder zu jeweils einer relevanten Kerbspannung pro Flanschseite ist von Orth [103] beschrieben. Allerdings sind die berechneten Spannungen stark abhängig von der umgebenden Netzfeinheit. Daher muss sichergestellt werden, dass die Netze im Bereich aller Verbindungen ähnlich fein sind, um vergleichbare Ergebnisse zu erhalten. Auf die einzelne Verbindung bezogen ist dies auch wichtig, um eine verschieden ausgeprägte Versteifung der Flansche zu verhindern.

Salvini et al. [102] beschreiben ein Verfahren in dem ein Balken als Abbildung des Schweißpunktes eingesetzt wird. Im Bereich des Schweißpunktes werden die vorhandenen Schalenelemente durch Balken mit einzeln angepasster Steifigkeit ersetzt, wie in Abbildung 2.19d dargestellt. Mit dieser Methode kann auch der Steifigkeitsverlust über die Schädigung in Abhängigkeit vom Anrissort berücksichtigt werden.

Im Gegensatz zu den zuvor beschriebenen Methoden muss bei den netzabhängigen das FE-Netz an den Fügepunkten angepasst werden. Obwohl diese Anpassung in den gängigen Tools automatisiert ist, erfordern schwierige Flanschgeometrien und die nötige Modellierungskontrolle einen hohen Aufwand bei der hohen Anzahl an Schweißpunkten in einem Gesamtfahrzeug.

Die einfachste Möglichkeit, eine punktförmige Verbindung in einem FE-Netz abzubilden, ist es, die Netze der beiden Flansche über einen gemeinsamen Knoten zu koppeln, wie zum Beispiel im FAT-Bericht 142 [93] beschrieben. In vielen Programmpaketen umgesetzt ist die Modellierung nach Rupp, welche vor allen in den FAT-Berichten 78 [87], 111 [106] und 138 [77] beschrieben wird. Ergänzend wurde die Methode an 3-Blechverbindungen im FAT-Bericht 164 [91] überprüft sowie der Einfluss von Überlasten [24] bewertet.

Basis für die Modellierung ist die Verbindung der Flansche mit einem Balken, wie in Abbildung 2.19a dargestellt. Der Balken erhält als Durchmesser den Schweißpunktdurchmesser und zusätzlich den zehnfachen E-Modul des Grundmaterials um die Versteifung am Fügepunkt abzubilden. In der Erstver-

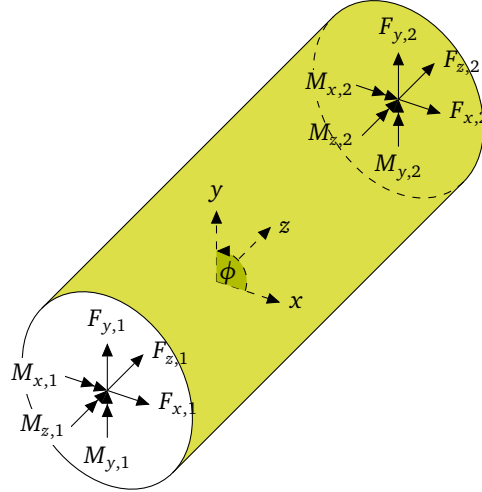


Abbildung 2.20.: Definition der Schnittkräfte und -momente für die Umrechnung auf versagensrelevante Spannungen bei Rupp und Nakahara.

öffentlichung [87] wurde eine Kantenlänge a der angrenzenden Schalenelemente von dem doppelten Schweißpunktdurchmesser gefordert:

$$a \geq 2 \cdot d_{\text{SP}} \quad (2.64)$$

Da dies bei den immer feiner diskretisierten Modellen nur noch schwer umzusetzen ist, wurden im FAT-Bericht 179 [90] zwei Modellierungen untersucht, bei denen die Umgebung des Schweißpunktes definiert feiner vernetzt wurde:

- Tetraederelemente um den Balken
- Rechteckelemente um den Balken sowie ein Ring von Rechteckelementen

Die Elemente direkt am Balken umfassen dabei die Fläche des Schweißpunktes, die Ringelemente sind so angeordnet, dass der Umkreis einen Durchmesser von $1,7 \cdot d_{\text{SP}}$ besitzt, wie beispielhaft in Abbildung 2.19b dargestellt. Der zweite Modellierungstyp wird häufig als „Rupp-Ronde“ bezeichnet und ist in mehreren FE-Pre-Processoren umgesetzt. Obwohl die Verformung bei Verwendung der umgebenden Runde besser abgebildet wird, kann nur eine minimale Verbesserung der Streuspanne der berechneten Wöhlerkurve festgestellt werden, siehe Tabelle 2.2a.

Zur Bewertung werden bei allen Rupp-Methoden die Kräfte und Momente an den Enden des Balkens über eine analytische Formel in bewertbare Radialspannungen σ_r umgerechnet:

$$\sigma_{r,i}(\phi) = K_i \cdot [\sigma(F_{zi}) + \sigma(M_{xi}) \cdot \cos \phi + \sigma(M_{yi}) \cdot \sin \phi] + \sigma(F_{xi}) \cdot \sin \phi + \sigma(F_{yi}) \cdot \cos \phi \quad (2.65)$$

mit:

$$\sigma_{\max}(F_{xi,yi}) = \frac{F_{xi,yi}}{\pi \cdot d \cdot t_i} \quad (2.66)$$

$$\sigma_{\max}(F_{z1}) = \begin{cases} \frac{1,744 \cdot F_{z1}}{t_i^2} & F_{z1} < 0, \\ 0,0 & F_{z1} \geq 0. \end{cases} \quad (2.67)$$

$$\sigma_{\max}(F_{z2}) = \begin{cases} \frac{1,744 \cdot F_{z2}}{t_i^2} & F_{z2} > 0, \\ 0,0 & F_{z2} \leq 0. \end{cases} \quad (2.68)$$



Rupp	Rupp-Ronde	Rupp-Ronde (Spannung)	Nakahara et al. [107]
1:1,87	1:1,86	1:2,16	1:2,06

(a) Aus FAT-Bericht 179 [90].

Rupp	Kerbspannung
1:1,54	1:1,64

(b) Aus FAT-Bericht 239 [24].

Tabelle 2.2.: Streuspannen für verschiedene Modellierungen und Datenbasen.

$$\sigma_{\max}(M_{xi,yi}) = \frac{1,872 \cdot M_{xi,yi}}{d \cdot t_i^2} \quad (2.69)$$

$$K_i = 0,6 \cdot \sqrt{t_i} \quad (2.70)$$

t_i = Blechdicke des Bleches i

d = Schweißlinsendurchmesser

ϕ = Winkel in der Fügeebene

Die Definition der Schnittkräfte und -momente ist in Abbildung 2.20 dargestellt.

Die verwendete Formel ist aus den Gleichungen für eine fest eingespannte Kreisplatte mit starrem Kern abgeleitet und wurde mit Vorfaktoren an die Versuchsergebnisse angepasst. Zu beachten ist, dass die Formel für einen starren Kern mit dem Durchmesser d und einem Durchmesser der Einspannung D im Verhältnis von

$$\frac{D}{d} \geq 10 \quad (2.71)$$

bestimmt wurde. Zur Definition der Durchmesser siehe Abbildung 2.21.

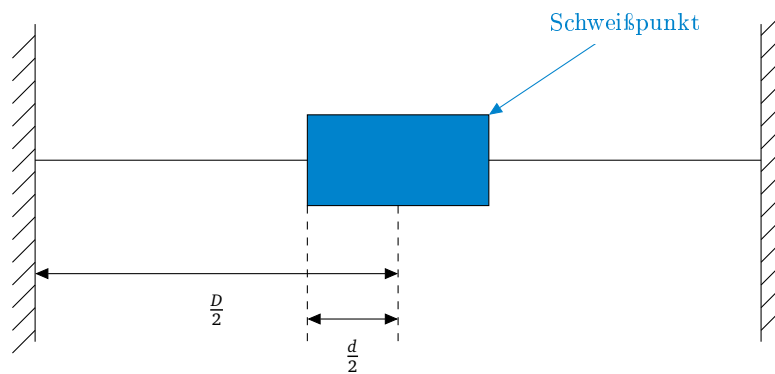


Abbildung 2.21.: Definition der Durchmesser für die Radialspannungsumrechnung nach Rupp.

Eine andere Herangehensweise wählt Henrysson [108, 109] indem auf die bruchmechanischen Spannungsintensitätsfaktoren K_I und K_{II} zurückgegriffen wird. Grundlage ist wiederum eine Modellierung mit Balken und umliegenden Schalenelementen. Der Balken sollte maximal halb so lang sein wie die Summe der Blechdicken:

$$l_{\text{Balken}} \leq t_1 + t_2 \quad (2.72)$$

Gleichzeitig sollten die Kantenlängen der angrenzenden Schalenelemente das Doppelte des Schweißpunktdurchmessers betragen:

$$a \geq 2 \cdot d_{\text{SP}} \quad (2.73)$$

Anstatt nun wie bei der Rupp-Methodik auf die Balkenschnittkräfte und -momente auszulegen, werden die Schnittkräfte und -momente der Rechteckelemente um den Balken aufsummiert und auf einen starren, runden Kern übertragen. Vorteil davon ist, dass auch Kräfte, die nur innerhalb der einzelnen Bleche auftreten, erfasst werden. Die relevanten Strukturspannungsintensitäten ergeben sich mit [108]:

$$K_I = \frac{1}{6} \cdot \left[\frac{\sqrt{3}}{2} (\sigma_{ui} - \sigma_{uo} + \sigma_{li} - \sigma_{lo}) + 5\sqrt{2} \cdot (\tau_{qu} - \tau_{ql}) \right] \cdot \sqrt{t} \quad (2.74)$$

$$K_{II} = \left[\frac{1}{4} (\sigma_{ui} - \sigma_{li}) + \frac{2}{3\sqrt{5}} \cdot (\tau_{qu} + \tau_{ql}) \right] \cdot \sqrt{t} \quad (2.75)$$

Alternativ können die Strukturspannungsintensitäten auch aus den Balkenschnittkräften berechnet werden, wobei die Torsionsmomente vernachlässigt werden [90]:

$$K_I = \frac{\sqrt{3} \cdot F}{2 \cdot \pi \cdot d \cdot \sqrt{t}} + \frac{2 \cdot \sqrt{3} \cdot M}{\pi \cdot d \cdot t \cdot \sqrt{t}} + \frac{5 \cdot \sqrt{2} \cdot F_z}{3 \cdot \pi \cdot d \cdot \sqrt{t}} \quad (2.76)$$

$$K_{II} = \frac{2 \cdot F}{\pi \cdot d \cdot \sqrt{t}} \quad (2.77)$$

wobei:

$$F = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \quad (2.78)$$

$$M = \sqrt{M_x^2 + M_y^2} \quad (2.79)$$

Diese zwei Intensitätsfaktoren können in einem Vergleichsspannungsintensitätsfaktor verrechnet werden:

$$K_{eq} = K_I \cdot \cos^3 \left(\frac{\alpha_{max}}{2} \right) - 3 \cdot K_{II} \cdot \cos^2 \left(\frac{\alpha_{max}}{2} \right) \cdot \sin \left(\frac{\alpha_{max}}{2} \right) \quad (2.80)$$

mit:

$$\alpha_{max} = 2 \cdot \arctan \left(\frac{1}{4} \cdot (\lambda \pm \sqrt{\lambda^2 + 8}) \right) \quad (2.81)$$

$$\lambda = \frac{K_I}{K_{II}} \quad (2.82)$$

Der äquivalente Vergleichsspannungsintensitätsfaktor K_{eq} kann über die mit der Blechdicke gewichtete Schwingenspielzahl aufgetragen werden:

$$\overline{\Delta K} \approx C^{-\frac{1}{m}} \cdot \frac{N^{-\frac{1}{m}}}{t} \quad (2.83)$$

Eine Vorgehensweise analog zu Rupp wurde von Nakahara et al. [107] vorgeschlagen. Allerdings werden aus den Kräften und Momenten Hauptspannungen berechnet, welche schlussendlich zu einer versagensrelevanten Nennstrukturspannung zusammengefasst werden:

$$\sigma_{r,i} = C_{p,i} \cdot F_{z,i} + C_{B,i} \cdot (-M_{y,i} \cdot \cos \phi_i + M_{x,i} \cdot \sin \phi_i) - C_{s,i} \cdot (F_{x,i} \cdot \cos \phi_i + F_{y,i} \cdot \sin \phi_i) \quad (2.84)$$

$$\sigma_{\phi,i} = \nu \cdot \sigma_{r,i} \quad (2.85)$$

$$\tau_{r,\phi,i} = C_{S,i} (F_{x,i} \cdot \sin \phi_i - F_{y,i} \cdot \cos \phi_i) - C_{T,i} \cdot M_{z,i} \quad (2.86)$$

mit:

$$C_{p,i} = \left(\frac{\ln \frac{D}{d}}{1 - \left(\frac{d}{D} \right)^2} - \frac{1}{2} \right) \cdot \frac{3}{\pi t_i^2} \quad (2.87)$$

$$C_{B,i} = \left(\frac{1 - \left(\frac{D}{d}\right)^2}{1 + \left(\frac{d}{D}\right)^2} - \frac{1}{2} \right) \cdot \frac{6}{\pi d t_i^2} \quad (2.88)$$

$$C_{S,i} = \frac{1}{\pi d t_i} \quad (2.89)$$

$$C_{T,i} = \frac{2}{\pi d^2 t_i} \quad (2.90)$$

Ein wesentlicher Aspekt der Formel nach Nakahara ist die zusätzliche Betrachtung der Torsionsmomente, siehe Gleichung 2.86. Im FAT-Bericht 179 wurde die Methode unter anderem mit der Rupp-Methode verglichen und eine um 11 % größere Streuspanne festgestellt, vergleiche Tabelle 2.2a. Allerdings gab es bei diesem Vergleich keine Proben, bei welchen explizit Torsionsmomente eingeleitet wurden.

Weitere Methoden [103, 110, 111] verzichten auf die Umrechnung der Balkenschnittkräfte und -momente und nutzen direkt die Spannungen aus dem Netz. Dazu werden um den Balken mehrere Ringe von Elementen gelegt. Die Modellierungsvorschriften reichen dabei von einem Ring mit 8 Elementen (FEM-FAT) bis hin zu 2 Ringen mit jeweils 32 Elementen (Siemens Virtual.Lab). Die fein vernetzte Variante ist in Abbildung 2.19e abgebildet. Der Schweißpunkt kern wird dabei entweder mit steifen Schalenelementen aufgefüllt oder durch ein unendlich steifes Verbindungselement ersetzt. Die versagensrelevante Spannung wird in den Elementen oder den Knoten der Ringe abgelesen und muss durch einen Faktor für den Blechdickeneinfluss korrigiert werden. Bei der Software FEMFAT von ECS wird zusätzlich aus der Balkenbelastung die vorherrschende Lastrichtung bestimmt und darauf angepasst eine von sieben Wöhlerkurven verwendet [112]. Eine vereinfachte Betrachtung der Elementspannungen ohne Unterscheidung nach Lastrichtung wurde im FAT-Bericht 179 [90] durchgeführt und zeigte im Vergleich zu den kraftbasierten Methoden schlechtere Ergebnisse, siehe Tabelle 2.2a.

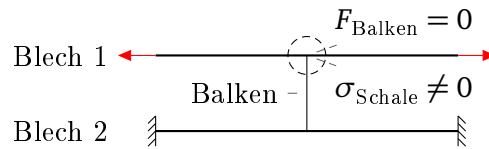
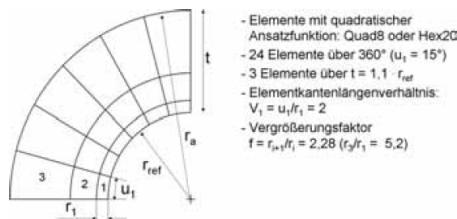


Abbildung 2.22.: Beispiel für Unterschiede zwischen kraft- und spannungsbasierter Auswertung.

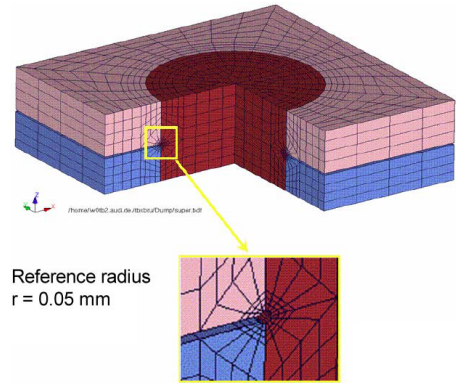
Ein wesentlicher Vorteil der Auswertung von Elementspannungen ist die Erfassung der reinen Belastung eines Bleches, welche bei Betrachtung der Balkenschnittkräfte nicht sichtbar ist, aber auch eine Schädigung des Schweißpunktes hervorruft. Ein Beispiel einer solchen Belastung ist eine am Umfang druckbelastete Kreisplatte, welche im Mittelpunkt geschweißpunktet ist, siehe dazu auch Abbildung 2.22.

Zur Kombination der Vorteile der einfachen Modellierung bei der Linchweid-Methode und der genaueren Lebensdauerbewertung in FEMFAT wurde von Dannbauer et al. [113] die Durchführbarkeit eines zweigeteilten Prozesses geprüft. In einem ersten Schritt sollten alle Schweißpunkte netzunabhängig modelliert werden um dann im zweiten Schritt die höchstbelastesten Schweißpunkte mit der FEMFAT-Modellierung zu ersetzen. Allerdings zeigten sich deutliche Unterschiede in der Steifigkeit der beiden Modelle. Daher wurden in der Veröffentlichung die Steifigkeiten im Linchweid-Modell so optimiert, dass sie denen des FEMFAT-Modells ähnlich sind. Ein dynamischer Abgleich wie bei Heiserer et al. [105] beschrieben, wurde allerdings nicht durchgeführt. Statisch sanken die Steifigkeitsunterschiede nach Optimierung bis auf $\approx 2\%$, in der Schädigung zeigten sich aber immer noch Unterschiede in der Größenordnung Faktor 2 zwischen netzunabhängiger und netzabhängiger Modellierung.

Besonders für Verbindungen mit rißartigen Kerben wie zum Beispiel an der Wurzel einer Schweißnaht oder auch Schweißpunkten wird bei Proben die Kerbfeinmodellierung angewandt, wie sie bereits in Abschnitt 2.1.3 erläutert wurde. Eine mögliche Feinvernetzung ist in Abbildung 2.19f dargestellt. Einzeluntersuchungen für Schweißpunkte finden sich bei Lin et al. [115], Pan et al. [116], Deng et al. [117],



(a) Solid-Modellierung aus [114].



(b) Solid-Modellierung aus [37].

Abbildung 2.23.: Unterschiede in der Solid-Modellierung der Schweißpunkte.

Dancette et al. [118] und Adib et al. [119]. Für die korrekte Erstellung von Feinmodellen gibt es Richtlinien und Beispiele [36, 45, 114, 120, 121], allerdings gibt es nur eine Beschreibung zum Einsatz in größeren Modellen [37].

Bei der Umsetzung von de Bruyne et al. [37] erfolgt die Modellierung der Kerbe wesentlich größer als in der Literatur [36, 122] empfohlen, siehe Abbildung 2.23. Über den Kerbradius der U-Kerbe sind nur 6 Elemente verteilt und die Modellierung in die Tiefe ist nicht zylinderförmig sondern wechselt in eine Dreiecksform. Um trotz der Kerbfeinmodellierung eine annehmbare Rechenzeit für eine dynamische Türzuschlagsrechnung zu erreichen, wurden die Feinmodelle auf ihre Steifigkeitsmatrix bezogen auf 8 Anbindungspunkte reduziert. Die Anbindung dieser Matrix an das Gesamtmodell erfolgt über Interpolationselemente, wobei die Schalenstruktur üblicherweise nicht verändert wird. Als Sonderfall zur genaueren Modellierung wird die Möglichkeit aufgezeigt, die Schalenelemente im Bereich des Schweißpunktes zu löschen und die Anbindung über eine kubische Interpolation der Translationen und Rotationen zu lösen. Die nötige Masterwöhlerlinie für dieses Modell wurde anhand von Napfproben generiert, eine Validierung erfolgte an H-Scherzugproben und einem Türzuschlag.

Bei Verwendung der Methode nach de Bruyne erfolgt die Modellierung des Gesamtmodells ohne Schweißpunkte. Ein gesondertes Skript ergänzt dieses Modell mit Hilfe der erzeugten Steifigkeitsmatrizen und den Schweißpunktkoordinaten zu einem vollständigen und rechenfähigen Berechnungsmodell. Ein Nebenprodukt ist das Gesamtmodell mit Hüllenmodellen der Schweißpunkte. Der FE-Berechnung nachgelagert berechnet ein weiteres Skript die Spannungen und Verschiebungen in den Schweißpunkten mit Hilfe von Rückrechnungsmatrizen aus den Verschiebungen der Anbindungspunkte der Schweißpunkte. Die erhaltenen Werte werden auf die Hüllenmodelle der Schweißpunkte projiziert. Der beschriebene Prozess ist in Abbildung 2.24 dargestellt.

Anstatt die Feinmodelle gesondert zu rechnen und nur die Steifigkeitsmatrizen einzubauen, besteht auch die Möglichkeit das Feinmodell direkt in das Netz einzubauen und über eine sogenannte Shell-Solid-Coupling, also die Kopplung von Schalen- zu Volumenelementen über Interpolation der Schalen-ergebnisse, anzubinden. Dies wird von allen heutzutage üblichen FEM-Solvern angeboten. Nachteil ist aber auch hierbei die extrem erhöhte Anzahl von Elementen und somit von Freiheitsgraden, weswegen dies nur für eine eingeschränkte Anzahl von Schweißpunkten möglich ist. Daher müsste vorab wieder eine Berechnung mit einfacheren Schweißpunktmodellierungen erfolgen und dann eine Berechnung mit wenigen Feinmodellen erstellt und berechnet werden.

Eine weitere Möglichkeit die Kerbspannungen in einem Feinmodell zu berechnen ohne dieses direkt in das Gesamtmodell einbauen zu müssen, nennt sich Submodelltechnik. Dazu wird anstatt dem Feinmodell eine gröbere Modellierung im Gesamtmodell verwendet, unter der Voraussetzung, dass die globale Steifigkeit korrekt ist. Nach der Berechnung des Verschiebungsfeldes im Gesamtmodell wird dieses in einem bestimmten Radius um den Schweißpunkt ausgelesen und auf ein Feinmodell aufgebracht. Mit

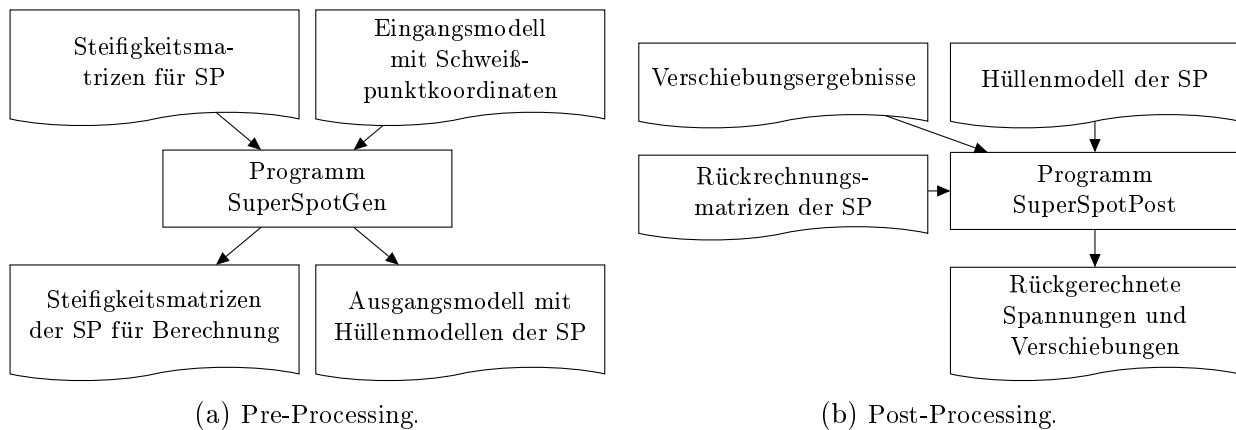


Abbildung 2.24.: Prozess zur Berechnung der Schweißpunkte nach de Bruyne et al. [37].

dieser Belastung kann dann das Feinmodell berechnet und die Kerbspannungen ausgelesen werden. Von Bichert [123] wird gezeigt, dass mindestens 32 Schalenelemente am Interpolationsrand benötigt werden, um eine Konvergenz in den berechneten Kerbspannungen zu erreichen. Vorteil dieser Methode ist, dass das Gesamtmodell mit einer vereinfachten Modellierung und dementsprechend kurzer Rechenzeit gerechnet werden kann und im Anschluss nur die hochbelasteten Schweißpunkte nachgerechnet werden müssen. Dies ist wie bei der Shell-Solid-Coupling der Nachteil, müssen doch nach der Hauptrechnung noch weitere Berechnungen nachgezogen werden.

3 Bewertungsgrundlage und Konzept BMWeld

3.1 Ausgangspunkt der Untersuchung

Um explizit die Frage zu adressieren inwiefern Kontakte zwischen den verbundenen Blechen verursacht durch die wirkenden Biegemomente einen Einfluss auf die Ergebnisse der numerischen Lebensdaueranalyse haben, wurde von BMW eine Versuchsreihe am Fraunhofer Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit Darmstadt (LBF Darmstadt) beauftragt. Als Basis wurde die Rohrprobe mit zwei Lenkerblechen ergänzt:

- Zwischen den beiden Rohren (definierter Drehpunkt, in Abbildung 3.1 unten)
- Zwischen Rohr und Krafteinleitungspunkt (zusätzliche Nachgiebigkeit gegenüber Biegung, in der Abbildung links)

Dadurch werden auch bei einer Krafteinleitung in der Schweißpunktachse, wie in Abbildung 3.1 dargestellt, Biegemomente eingeleitet. Darüber hinaus ist zwischen den zwei Grundblechen nahe des Lenkerbleches Kontakt zu erwarten.

Bei der folgenden Auswertung der Versuche [124] konnte allerdings kein Einfluss eines Kontaktes auf die Schwingfestigkeit festgestellt werden, da die Grundbleche durch den vorhandenen Schweißspalt zu weit voneinander entfernt waren. Trotzdem zeigte sich eine deutlich konservative Lebensdauerprognose bei der bisher üblichen Bewertung der Schweißpunkte nach Rupp, siehe Abbildung 3.2. Grund hier ist das angeschweißte Rohr, welches nahe dem Schweißpunkt eine starke Versteifung bewirkt und somit dem von Rupp geforderten Abstand der Einspannung zum Schweißpunkt von $d_{SP}/d_{Einspannung} \leq 1/10$ widerspricht, siehe dazu auch die Herleitung in Gleichung 2.71.

Wird die zu Grunde liegende analytische Formel so angepasst, dass die feste Einspannung nur noch den halben Radius, also $d_{SP}/d_{Einspannung} = 2/10$, besitzt, erhöht sich die Prognosegüte für die Rohrprobenversuche. Eine solche Anpassung der Formel ist im produktiven Einsatz allerdings nicht sinnvoll einsetzbar, da für jeden einzelnen Schweißpunkt die Distanz zum nächsten Steifigkeitssprung berechnet und eine dementsprechende Anpassung der Formel vorgenommen werden müsste. Dies betrifft insbesondere mit Schweißpunkten angebundene Halter, welche nur einen sehr kleinen Flanschbereich und auf diesem mehrere Schweißpunkte aufweisen, siehe das Beispiel in Abbildung 3.3.

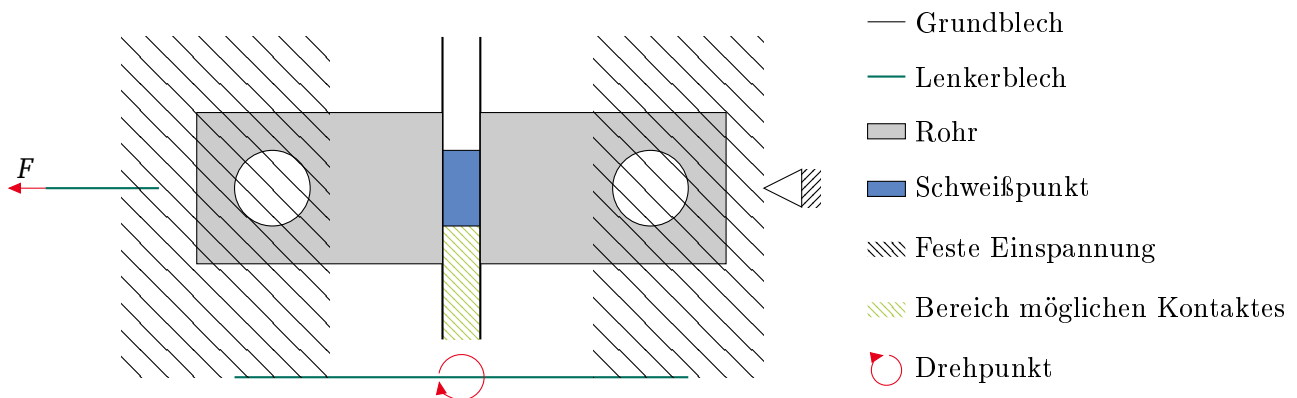


Abbildung 3.1.: Prinzipdarstellung der modifizierten Rohrprobe.

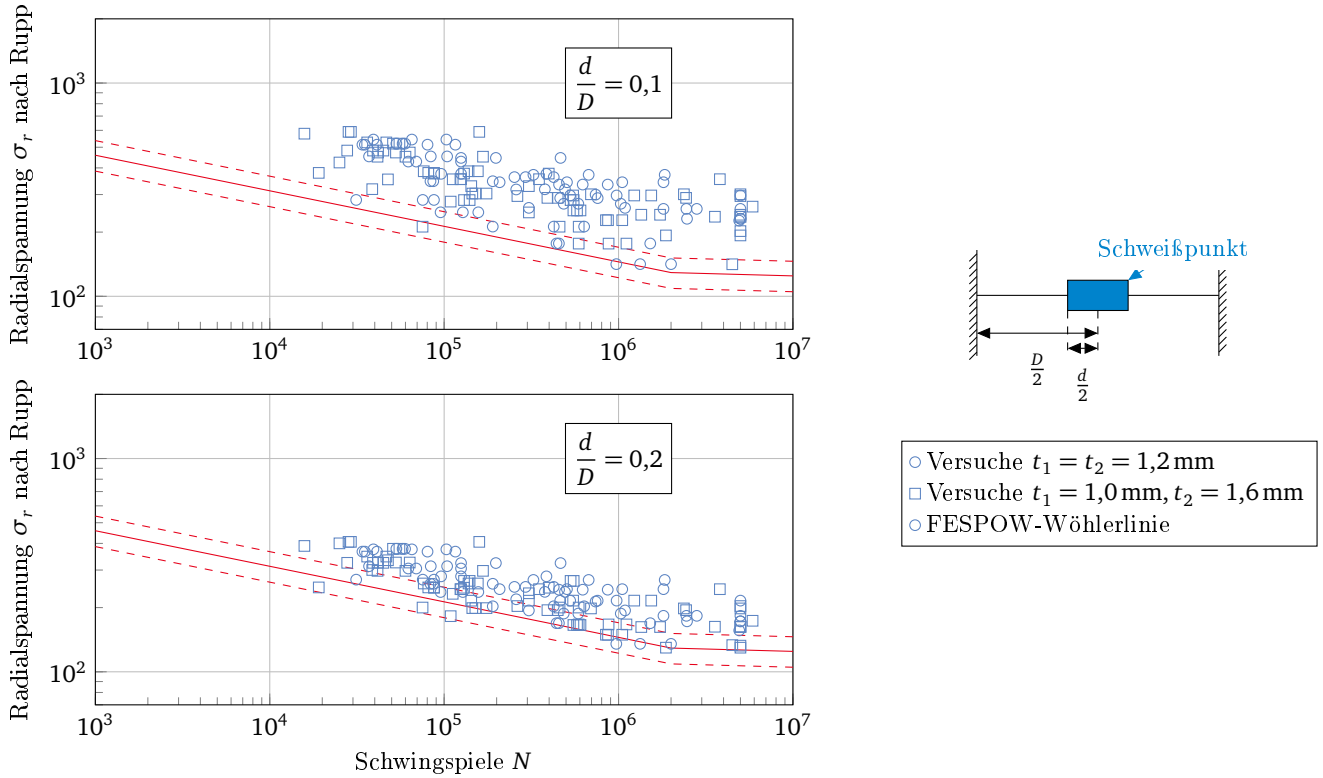


Abbildung 3.2.: Wöhlerdarstellung der Versuche an Rohrproben ausgewertet mit der Formel nach Rupp mit $\frac{d}{D} = 0,1$ und $\frac{d}{D} = 0,2$. Abbildung nach Störzel [124].

Als Alternative zur Methode nach Rupp wurde die Probe vollständig mit Volumenelementen diskretisiert und die kritische vorzeichenbehaftete von Mises-Spannung im Kerbgrund bewertet. Eine Auswertung mit der Wöhlerlinie nach Störzel et al. [114] ergab eine sehr gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen, siehe Abbildung 3.4. Eine für die Versuchsreihen abgeleitete Wöhlerlinie ergab einen leicht steileren Verlauf von $k = 5,6$ im Vergleich zum Literaturwert von $k = 6,3$. Trotz der guten Prognosegüte ist auch diese Methode nicht für größere Modelle einsetzbar, da eine Volumenmodellierung die Elementzahl, somit die Anzahl der Freiheitsgrade und schlussendlich auch die Berechnungszeit wesentlich erhöhen würde. Eine Kombination der Kerbfeinmodellierung mit den üblichen Schalelementen bei Fahrzeug-FE-Modellen nach de Bruyne et al. [37] ist in Abschnitt 2.2 dargestellt. Allerdings blieben bei der Veröffentlichung mehrere wesentliche Fragen offen:

- Ist das Konzept auch für ein Gesamtfahrzeug umsetzbar?
- Wie stark unterscheiden sich die Prognosegüten für RBE3- und MPC-Anbindung?
- Ist eine direkte Anbindung des Superelementes in das Schalennetz möglich und sinnvoll?
- Wie gut ist die Robustheit gegenüber dem umgebenden Netz und möglichen fehlerhaften Vernetzungen?

Auf Basis dieser Fragen wurde ein Schema zur Qualifizierung von FE-Modellierungen neuer Verbindungstechnologien erstellt, siehe Abbildung 3.5. Dieser Prozess wurde möglichst allgemeingültig formuliert, um auch für andere Verbindungstypen einsetzbar zu sein. Da für Widerstandsschweißpunkte mit den Rohrproben und vorhandenen Versuchen eine ausreichende Datenbasis existiert, entfällt die Definition von Testszenarien im Rahmen der Dissertation. Für die Anwendung des Prozesses auf andere Verbindungstechniken sei der FAT-Bericht 169 [88] empfohlen, da dieser verschiedene Probestypen und deren Vor- beziehungsweise Nachteile aufzeigt. Die prototypische Umsetzung der FEM-Abbildung ist in

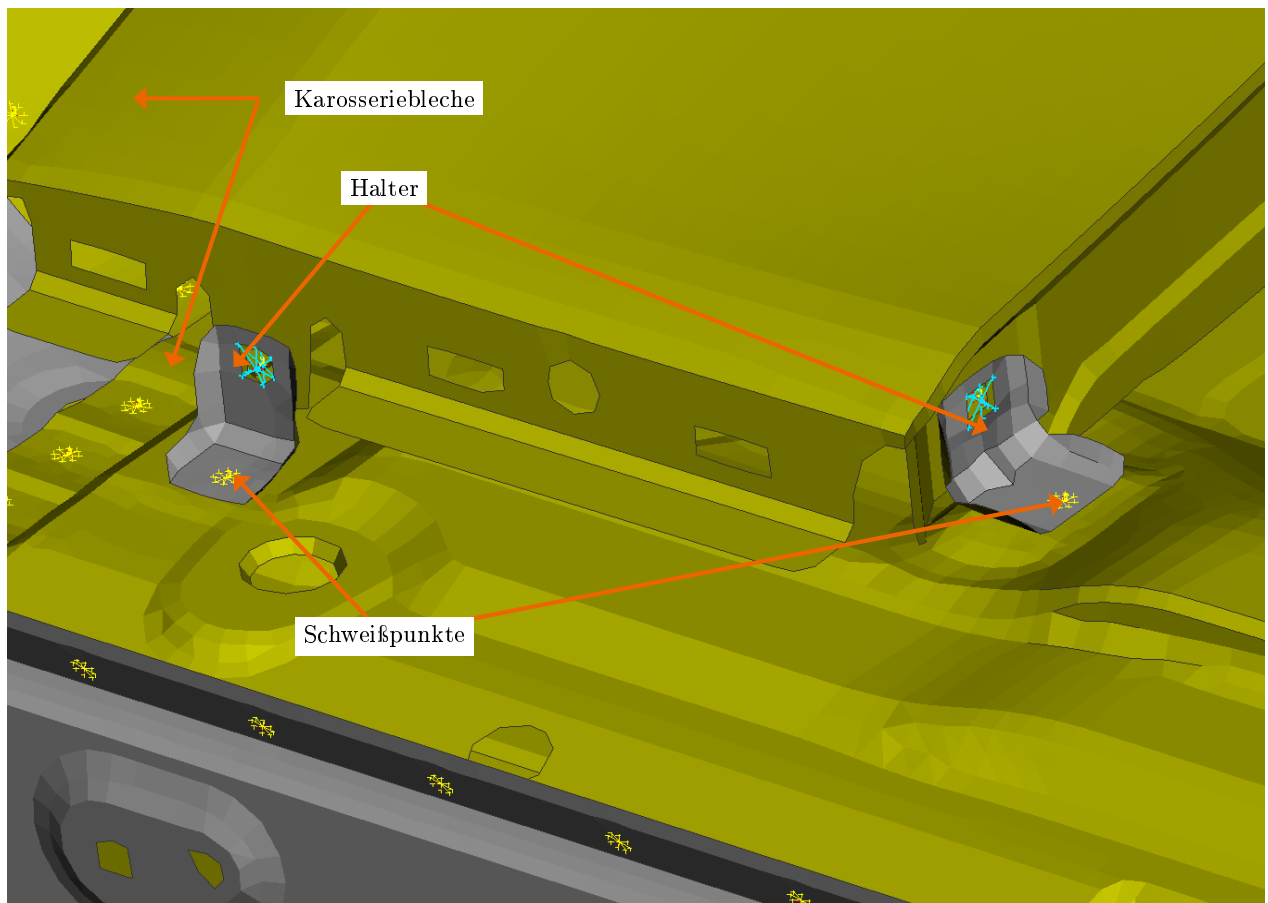


Abbildung 3.3.: Beispiel für ein Halterblech mit geringer Flanschfläche und mehreren Schweißpunkten, resultierend in einem nahem Steifigkeitssprung.

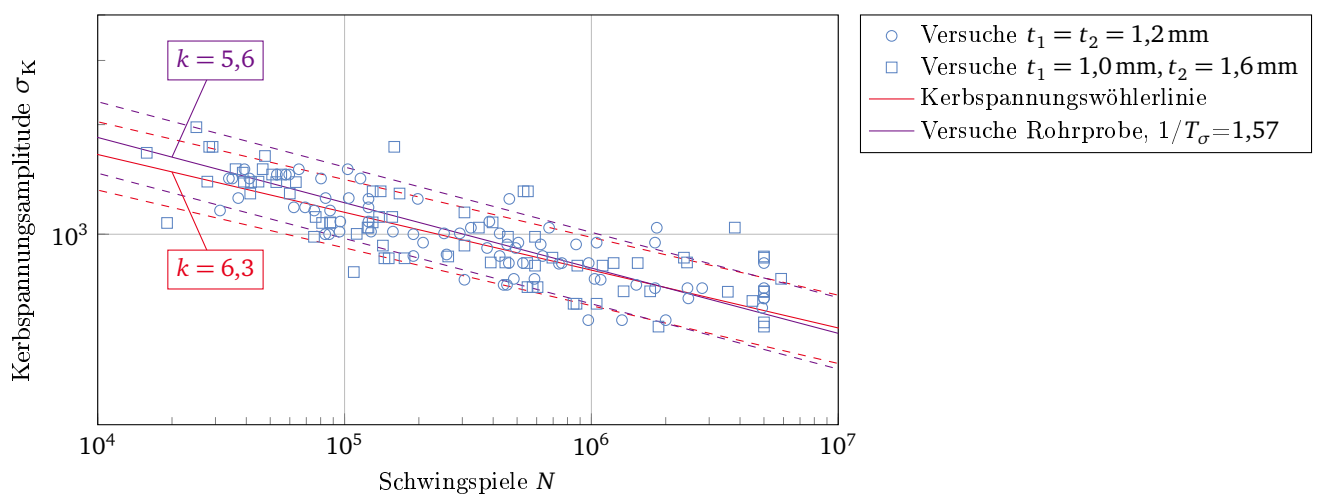


Abbildung 3.4.: Wöhlerdarstellung der Versuche an Rohrproben nach dem Kerbspannungskonzept ausgewertet. Abbildung nach Störzel [124].

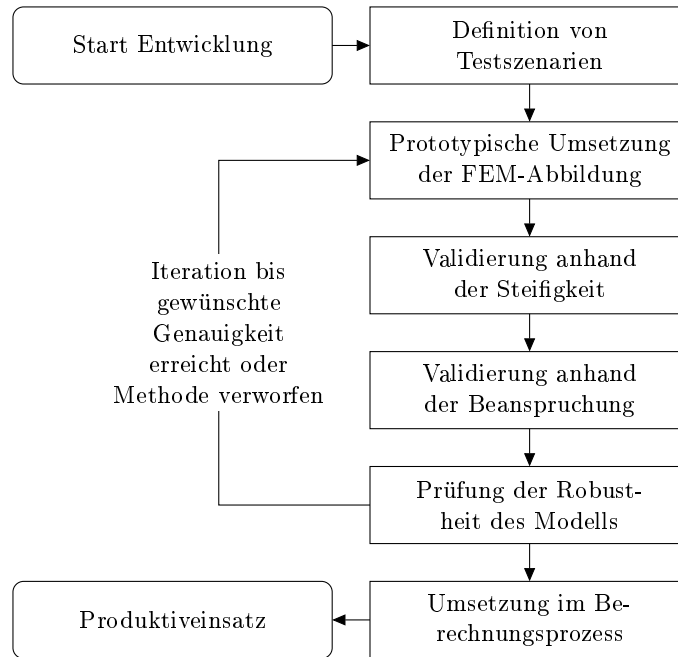


Abbildung 3.5.: Prozess zur Validierung einer neuen Fügeelementverbindung.

Abschnitt 3.3 dargestellt. Die Validierungen und Prüfungen auf Robustheit sind in Kapitel 4 beschrieben. Beispiele für die Umsetzung im Berechnungsprozess werden in Kapitel 6 gezeigt.

3.2 Versuchsdatenbasis

Für die Validierung der neuen Methode wurde eine Vielzahl an verschiedenen Probenformen und Schweißpunktabmessungen herangezogen. Eine Übersicht über die charakteristischen Probengrößen und Anzahl der Wöhlerversuche pro Versuchsreihe für Stahl finden sich in Tabelle 3.1 und für Aluminium in Tabelle 3.2. Für Stahlschweißpunkte wurden über die Hälfte der Versuchsergebnisse den FAT-Berichten 78, 164, 179 und 239 entnommen. Die übrigen stammen aus dem oben benannten Projekt am LBF Darmstadt. Die Versuchsergebnisse für Aluminium entstammen ausschließlich dem FAT-Bericht 138 [77]. Für alle Versuche wurde die Schwingspielzahl bei einer Steifigkeitsdegradation von $\Delta c = 10\%$ ausgewertet. Bis auf wenige Hutprofilproben aus dem FAT-Bericht 78 [87] ist der Schadensmechanismus das Ausknöpfen. Die verwendeten Probenotypen sind in Abschnitt 2.2.3 detailliert erklärt. Zu bemerken sind die hohen Durchmesser-Verhältnisse bei den Hutprofilproben, welche bei allen vorherigen Auswertungen mit der originalen Rupp-Formel keine Probleme verursacht haben. Allerdings ist der Steifigkeitssprung wesentlich geringer als bei den Rohrproben, bei welchem das steife Rohr angeschweißt ist, während bei den Hutprofilen der nächste Steifigkeitssprung die Abkantung des Hutprofils ist.

Die Auswertung der Wöhler- und Gaßnerversuche erfolgte nach dem Maximum Likelihood-Verfahren (siehe Abschnitt 2.1.2). Die Durchläufer wurden bei allen Versuchsreihen in die Berechnung einbezogen und eine, über die Anzahl der Versuche pro Versuchsreihe, gewichtete Gesamtwöhlerkurve erzeugt. Alle angegebenen Kenndaten beziehen sich auf diese gewichtete Kurve. Für Versuchsreihen bei denen nur ein Lasthorizont oder eine Probenanzahl von $n \leq 3$ untersucht wurden, erfolgte keine separate Berechnung. Die Versuche wurden aber bei der Berechnung der gewichteten Wöhler- / Gaßnerkurve in die Datenmenge aufgenommen. Für alle Berechnungen wurde für die Neigung k ein Minimum von 3 und ein Maximum von 10 definiert. Falls diese Grenzen überschritten wurden, wurde ein vorher definierter Wert von $k = 6$ angenommen und erneut gerechnet. Bei der Prüfung der entsprechenden Datensätze fiel auf, dass der Grenzwert nur bei Versuchsreihen mit sehr wenigen Datenpunkten auftrat bei denen der Gleichungslöser kein klares Minimum bestimmen konnte.

Tabelle 3.1.: Experimentelle Datenbasis für Stahlschweißpunkte sortiert nach Probentyp und Schweißpunktdurchmesser. St14 entspricht dem Tiefziehstahl DC04.

Probentyp	Quelle	Material	SP-Ø	t_1	t_2	t_3	c_T	Versuchs- anzahl	$\frac{d}{D}$
			mm	mm	mm	mm	N m/°		
Hutprofil	FAT179 [90]	St14	3,50	0,80	0,80			30	0,23
			4,00	0,80	0,80			57	0,27
	FAT78 [87]		4,10	0,80	0,80		150	63	0,27
	FAT179 [90]	DP500	4,10	0,80	0,80			47	0,27
	FAT78 [87]	ZE380	4,35	0,80	0,80			56	0,29
	FAT179 [90]	St14	4,70	0,80	0,80			19	0,31
			5,00	0,80	0,80			29	0,33
	FAT78 [87]		4,40	1,50	0,80		230	43	0,25
	FAT179 [90]		4,00	1,20	1,20			17	0,23
			4,10	1,20	1,20			7	0,23
			5,00	1,20	1,20			23	0,29
		FAT78 [87]		5,10	2,50	2,50		450	52
Scherzug	FAT239 [24]	H320-H320	7,40	1,75	1,75			12	0,15
		H320-DX54	7,20	1,75	1,80			7	0,14
		DX54-DX54	6,40	1,80	1,80			10	0,13
Schälzug	FAT239 [24]	H320-H320	7,40	1,75	1,75			7	0,15
		H320-DX54	7,20	1,75	1,80			7	0,14
		DX54-DX54	6,40	1,80	1,80			9	0,13
Rohrproben	AB LBF [124]	H420LAD	6,81	1,20	1,20			76	0,24
		+Z100	6,81	1,60	1,00			79	0,24
Doppelhut- profil	FAT164 [91]	St14	4,50	0,80	0,80	0,80	280	9	0,28
			4,50	0,80	0,80	0,80		7	0,28
			4,50	0,80	0,80	0,80		7	0,28
			4,50	0,80	0,80	0,80		9	0,28
			6,10	1,50	1,50	1,50	488	9	0,34
			6,10	1,50	1,50	1,50		7	0,34
			6,10	1,50	1,50	1,50		6	0,34
			6,10	1,50	1,50	1,50		10	0,34
H-Scherzug- proben	FAT179 [90]	St14	5,00	1,00	1,00			8	0,36
			6,00	1,50	1,50			7	0,40
			7,00	2,00	2,00			10	0,41
Summe								739	

Tabelle 3.2.: Experimentelle Datenbasis für Aluminiumschweißpunkte in Hutprofilen.

(a) Wöhlerversuche.

Probentyp	Quelle	Material	SP-Ø mm	t_1 mm	t_2 mm	Tests	$\frac{d}{D}$
H-Scherzugproben	DVS 9042 [125]	AlMg0,5Si0,8	4,90	1,50	1,50	20	0,33
Hutprofil			4,90	1,50	1,50	32	0,28
Hutprofil	FAT138 [77]	AlMg5Mn	4,40	1,25	1,25	8	0,25
			5,60	1,25	1,25	24	0,32
			7,80	1,25	1,25	7	0,45
			5,70	2,00	2,00	4	0,29
			7,10	2,00	2,00	22	0,36
			9,90	2,00	2,00	13	0,50
		AlMg5Mn-AlMg0,4Si1,2	5,60	1,25	1,20	13	0,32
Summe						143	

(b) Gaßnerversuche. Alle Daten stammen aus dem FAT-Bericht 138 [77] basierend auf einem normalverteilten Kollektiv.

Material	SP-Ø mm	t_1 mm	t_2 mm	Tests	$\frac{d}{D}$
AlMg0,4Si1,2	5,50	1,20	1,20	13	0,29
AlMg5Mn	7,10	2,00	2,00	15	0,26
AlMg5Mn	9,90	2,00	2,00	5	0,31
Summe				33	

Für Stahl konnten aufgrund der Vielzahl an verschiedenen Probentypen bis auf die Torsion alle Belastungsarten am Schweißpunkt untersucht werden. An den (H-) Scherzug, (H-) Schälzugproben und den Doppelhutprofilen für Kopfzug konnten reine Scher- / Schäl- / Kopfzugbelastungen getestet werden. Kombinierte proportionale Belastungen wurden an (Doppel-) Hutprofilen sowie Rohrproben untersucht. Für den Abgleich von berechneten und gemessenen Steifigkeiten standen nur Messungen an torsionsbelasteten Hutprofilen und Doppelhutprofilen zur Verfügung. Eine äußere Torsionsbelastung entspricht dabei einem vorwiegenden Scherzug am Schweißpunkt. Da keine Versuche mit einer Bruchschwingspielzahl von $N_B > 1 \times 10^7$ existieren, kann keine Neigung nach dem Abknickpunkt bestimmt werden. Daher wird auf die Angabe eines Abknickpunktes verzichtet, die Spannungswerte $\sigma(N_{\text{Ref}})$ werden für eine Referenzschwingspielzahl von $N_{\text{Ref}} = 1 \times 10^7$ angegeben.

Da ein Berechnungsverfahren prinzipbedingt nie genauer sein kann als die Streuung der Ausgangsdaten, bieten die Streuspannen einen Anhaltspunkt für die erreichbare Genauigkeit. Für eine reine Torsionsbelastung von Hutprofilen mit $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}$ und $d_{\text{SP}} = 4 - 5 \text{ mm}$ wurde im FAT-Bericht 179 [90] eine Streuung von $T_\sigma = 1 : 1,58$ berechnet. Für die in der Dissertation verwendete Datenbasis wurden für alle Versuche mit reinen Lastfällen, am Beispiel Hutprofil sind dies reiner Innendruck und reine Torsion, Wöhlerlinien berechnet und die Streuspannen T_σ bestimmt.

Prinzipiell kann festgestellt werden, dass die Versuche an Doppelhutprofilen, für Scher- und Schälzugproben und H-Scherzugproben nur eine geringe Streuung bis maximal 1,28 aufweisen. Der Großteil der Hutprofilproben weist ebenfalls geringe Streuungen bis circa 1,3 auf. 3 Versuchsreihen haben eine leicht erhöhte Streuung von 1,37 bis 1,47. Die Rohrprobenversuche weisen allgemein eine höhere Streuspan-

Tabelle 3.3.: Aus der Datenbasis für Hutprofile berechnete Mittelspannungsempfindlichkeiten M für Wöhlerlinien mit der Neigung $k = 6$. Torsion und Innendruck bezeichnen die Lastfälle am gesamten Hutprofil.

(a) Stahlschweißpunkte.						
Material	SP-Ø	t_1	t_2	Torsion		Innendruck
				$M_{-1 \rightarrow 0}$	$M_{0 \rightarrow 0,5}$	$M_{0 \rightarrow 0,5}$
DC04	3,50	0,80	0,80		0,03	0,06
DC04	4,00	0,80	0,80	0,00		
DP500	4,10	0,80	0,80	0,17		
DC04	4,10	0,80	0,80		0,08	
DC04	4,10	0,80	0,80	0,11		
ZE380	4,10	0,80	0,80	0,11		
DC04	5,00	0,80	0,80		0,1	0,18

(b) Aluminiumschweißpunkte.						
Material	SP-Ø	t_1	t_2	Torsion		
				$M_{-1 \rightarrow 0}$	$M_{0 \rightarrow 0,5}$	
AlMg5Mn	5,60	1,25	1,25	0,25		
AlMg5Mn	7,10	2,00	2,00	0,24		

ne im Bereich von 1,28 bis 1,76 auf, wobei bis auf 2 Versuchsreihen die Streuungen stets unter 1,42 bleiben. Unter Berücksichtigung aller Versuchsreihen ist in der Berechnung keine geringere Streuung als $T_\sigma = 1 : 1,76$ zu erwarten.

An geeigneten Versuchsreihen soll die Mittelspannungsempfindlichkeit berechnet und der Werkstoffeinfluss untersucht werden. Versuchsreihen mit gleichartiger Probe aber unterschiedlichen R-Verhältnissen existieren nur für die Hutprofilproben. Dabei wurde mit DC04 ein üblicher Tiefziehstahl, ein Dualphasenstahl DP500 und ein mikrolegierter, hochfester Bandstahl ZE380 untersucht. Für Torsionslastfälle existieren Versuchsreihen für die Bereiche $-1 \leq R \leq 0$ und $0 \leq R \leq 0,5$, für Innendruck nur der Bereich $0 \leq R \leq 0,5$. Zur Bestimmung der Mittelspannungsempfindlichkeit M zwischen $R = 0$ und $R = 0,5$ wurde Gleichung 2.15 verwendet.

In Tabelle 3.3a sind die so berechneten Mittelspannungsempfindlichkeiten aufgelistet, während Tabelle 3.4 Literaturwerte darstellt. Prinzipiell sind die Werte für den Tiefziehstahl und für den hochfesten Bandstahl mit $M = 0,11$ niedriger als für den Dualphasenstahl, bei welchem $M = 0,17$ ist. Für höhere R-Verhältnisse stehen nur Ergebnisse für DC04 zur Verfügung. Die errechneten Werte von $M = 0,03-0,1$ sind im Vergleich zur Empfehlung der FKM-Richtlinie $\frac{M_{0 < R \leq 0,5}}{M_{-1 < R \leq 0}} = \frac{1}{3}$ zu hoch. Abweichend von diesen Ergebnissen berechnen sich wesentlich höhere Mittelspannungsempfindlichkeiten bei einer Innendruckbelastung des Hutprofils.

Die genutzten Werte aus den FAT-Berichten 111 und 78 widersprechen den Erkenntnissen der durchgeführten Untersuchung, denn es konnten weder größere Empfindlichkeiten für größere Spannungsverhältnisse noch fehlender Mittelspannungseinfluss bei dem Tiefziehstahl und niedrigen Spannungsverhältnissen festgestellt werden. Die Verallgemeinerung des FAT-Berichts 179 mit Annahme einer konstanten Mittelspannungsempfindlichkeit von $M = 0,1$ kann hingegen bestätigt werden. In der Dissertation soll daher die Berechnung mit konstantem Parameter $M = 0,1$ zwischen $R = -1$ und $R = 0,5$ erfolgen. Für einen Vergleich der Mittelspannungsempfindlichkeiten siehe Abbildung 3.6.

Für die Aluminiumschweißpunkte sind nur Versuchsdaten von Versuchen mit Hutprofilen aus den drei Werkstoffen AlMg5Mn, AlMg0,5Si0,8 und AlMg0,4Si1,2 sowie für H-Scherzugproben aus AlMg0,5Si0,8

Tabelle 3.4.: Mittelspannungsempfindlichkeiten aus der Literatur.

	FAT 78 [87]		FAT 111 [106]		FAT 138 [77]	FAT 179 [90]
	$M_{-1 \rightarrow 0}$	$M_{R>0}$	$M_{-1 \rightarrow 0}$	$M_{R>0}$	$M_{-1 \rightarrow 0,5}$	M
DC04	0,1	0,4	0	0,15		0,1
ZE380	0,1	0,3	0,1	0,2		0,1
Aluminium					0,2	

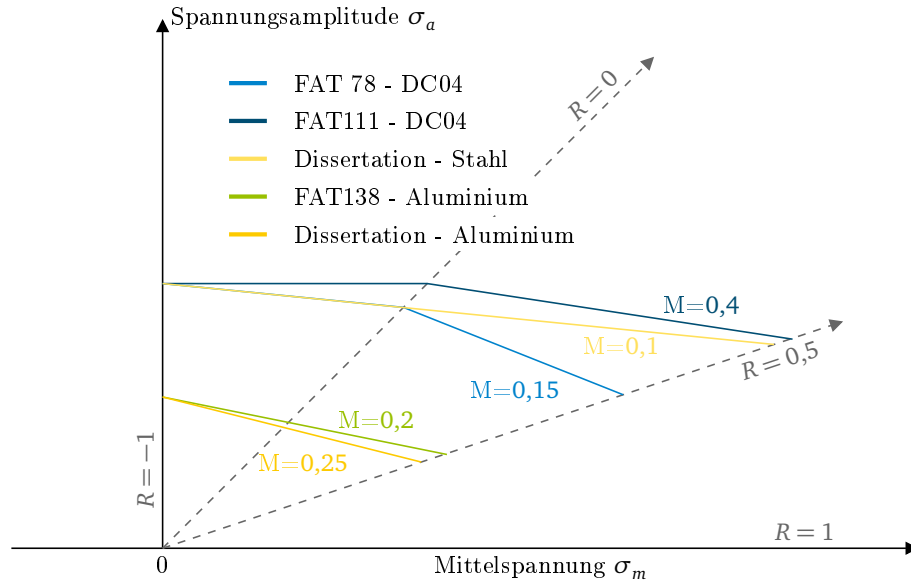


Abbildung 3.6.: Vergleich der Mittelspannungsparameter aus der Literatur und der in der Arbeit eingesetzten.

vorhanden. Eine Besonderheit stellt das Fehlen von kombinierten Belastungen im FAT-Bericht 138 [77] sowie dem DVS-Bericht 9042 [125] dar. Dadurch liegen Versuchswerte nur für Schweißpunktbelastungen mit vorwiegend Scher- oder Schälzug vor. Die Streuspannen für diese Versuche liegen bei $T_\sigma = 1 : 1,01$ bis $T_\sigma = 1 : 1,64$, wobei bis auf 3 Versuchsreihen alle unterhalb von $T_\sigma = 1 : 1,44$ liegen. Tendenziell ist die Streuung bei AlMg5Mn am geringsten. Die Streuungen liegen allerdings in einem ähnlichen Rahmen wie bei den Stahlschweißpunkten. Deutlich unterschiedlich sind die Neigungen der Wöhlerlinie, welche von $k = 3,06$ bis hin zum festgelegten Maximum von $k = 10$ reichen. Eine Übersicht der berechneten Werte ist in Tabelle 3.6 dargestellt. Im FAT-Bericht 138 und im folgenden auch in dieser Dissertation wird auf die Auswertung der Versuche mit AlMg0,4Si1,2 verzichtet, da bei der Fertigung große Abweichungen des realen Schweißpunktdurchmessers vom geplanten aufgetreten sind. Dies zeigt sich prinzipbedingt nicht bei der Einzelauswertung, sondern erst bei der späteren numerischen Auswertung durch große Streuungen der Gesamtwöhlerlinie. Da bei den Aluminiumschweißpunkten nur Versuche mit einer Bruchschwingspielzahl $N_B < 2 \times 10^6$ in der Datenbasis enthalten sind, wird analog zu den Stahlschweißpunkten keine Neigung nach dem Abknickpunkt berechnet, sondern nur die Spannungen $\sigma(N_{\text{Ref}})$ für die Referenzschwingspielzahl von $N_{\text{Ref}} = 1 \times 10^7$ angegeben. Die Versuche mit variablen Amplituden wurden bei einer Normalverteilung der Klassengrenzenüberschreitungen mit einem Teilfolgenumfang von 5×10^5 und einem Irregularitätsfaktor von 0,99 durchgeführt.

Für zwei Versuchsreihen konnte die Mittelspannungsempfindlichkeit M berechnet werden und deren Werte gleichen sich mit $M = 0,25$ und $M = 0,24$ fast vollständig. Im FAT-Bericht wird mit einer Empfindlichkeit von $M = 0,2$ gerechnet. Nach Sonsino et al. [126] ist für das Grundmaterial $M = 0,2 - 0,3$ und für den geschweißten Zustand $M = 0,2 - 0,7$ mit dem empfohlenen Wert $M = 0,45$ zu erwarten. In

der Arbeit von Morgenstern [127] wurden an Schweißnähten Versuche mit den Spannungsverhältnissen R von -3 , -1 , 0 und $0,5$ ausgewertet. Dabei zeigten sich drei unterschiedliche Mittelspannungsempfindlichkeiten, welche von $0,15$ bis $0,4$ reichen. Für die Arbeit soll im Folgenden aufgrund der fehlenden Datenbasis die Mittelspannungsempfindlichkeit $M = 0,25$ verwendet werden. Für einen Vergleich der Mittelspannungsempfindlichkeiten siehe Abbildung 3.6.

Tabelle 3.5.: Streuspannen für die Stahl-Ausgangsdaten mit reinen Lastfällen.

Name	Kommentar	R	SP-Ø	t_1	t_2	t_3	n	k	T_σ
Doppelhutprofil	Innendruck	0	4,50	0,80	0,80	0,80	7	5,72	1,10
	Torsion	-1	4,50	0,80	0,80	0,80	9	7,46	1,16
	Torsion einseitig	-1	4,50	0,80	0,80	0,80	9	6,61	1,07
	Kopfzug	0	4,50	0,80	0,80	0,80	7	9,85	1,07
	Innendruck	0	6,10	1,50	1,50	1,50	7	4,98	1,15
	Torsion	-1	6,10	1,50	1,50	1,50	9	8,44	1,08
	Torsion einseitig	-1	6,10	1,50	1,50	1,50	10	8,51	1,11
	Kopfzug	0	6,10	1,50	1,50	1,50	6	5,17	1,13
Rohrprobe	0°	0	6,81	1,60	1,00		15	5,58	1,76
	30°	0	6,81	1,60	1,00		15	5,53	1,37
	45°	0	6,81	1,60	1,00		17	6,81	1,35
	60°	0	6,81	1,60	1,00		17	6,02	1,28
	90°	0	6,81	1,60	1,00		15	4,22	1,66
	0°	0	6,81	1,20	1,20		14	4,34	1,42
	30°	0	6,81	1,20	1,20		17	6,00	1,33
	45°	0	6,81	1,20	1,20		15	5,37	1,40
	60°	0	6,81	1,20	1,20		15	7,22	1,31
	90°	0	6,81	1,20	1,20		15	4,56	1,32
Schälzug		0	7,40	1,75	1,75		7	3,83	1,08
		0	7,20	1,75	1,80		9	3,10	1,28
		0	6,40	1,80	1,80		7	4,74	1,12
Scherzug		0	7,40	1,75	1,75		12	4,33	1,17
		0	7,20	1,75	1,80		10	4,50	1,16
		0	6,40	1,80	1,80		7	5,13	1,09
Hutprofil	Torsion, aus FAT179	4 bis 5	0,8	0,8			142		1,58
	Torsion	0	3,50	0,80	0,80		10	7,28	1,37
	Torsion	0,5	3,50	0,80	0,80		6	7,79	1,05
	Torsion	-1	4,00	0,80	0,80		8	6,65	1,12
	Torsion	0	4,00	0,80	0,80		8	5,83	1,13
	Torsion	-1	4,10	0,80	0,80		18	3,97	1,47
	Torsion	0	4,10	0,80	0,80		14	5,91	1,13
	Torsion	0	4,10	0,80	0,80		8	8,90	1,14
	Torsion	0,5	4,10	0,80	0,80		5	8,00	1,05
	Torsion	-1	4,10	0,80	0,80		13	5,08	1,13
	Torsion	0	4,10	0,80	0,80		10	6,28	1,16
	Torsion	-1	4,35	0,80	0,80		8	4,66	1,18
	Torsion	0	4,35	0,80	0,80		8	3,88	1,13
	Torsion	0	4,70	0,80	0,80		19	7,63	1,09
	Torsion	0	5,00	0,80	0,80		7	5,98	1,17

Tabelle 3.5.: Streuspannen für die Stahl-Ausgangsdaten mit reinen Lastfällen (Fortsetzung).

Name	Kommentar	R	SP-Ø	t_1	t_2	t_3	n	k	T_σ
	Torsion	0	5,00	0,80	0,80		4	7,82	1,06
	Torsion	0	4,40	1,50	0,80		7	5,76	1,07
	Torsion	0	4,00	1,20	1,20		7	5,44	1,10
	Torsion	0,5	4,10	1,20	1,20		7	7,42	1,05
	Torsion	0	5,00	1,20	1,20		12	7,92	1,21
	Torsion	0	5,10	2,50	2,50		10	7,88	1,17
	Innendruck	0	3,50	0,80	0,80		7	4,63	1,07
	Innendruck	0,5	3,50	0,80	0,80		7	3,52	1,13
	Innendruck	0	4,00	0,80	0,80		10	4,67	1,21
	Innendruck	0	4,10	0,80	0,80		4	5,96	1,22
	Innendruck	0	4,10	0,80	0,80		4	5,96	1,22
	Innendruck	0	4,35	0,80	0,80		12	6,13	1,21
	Innendruck	0	5,00	0,80	0,80		10	6,51	1,20
	Innendruck	0,5	5,00	0,80	0,80		8	4,07	1,44
	Innendruck	0	4,40	1,50	0,80		8	4,78	1,27
	Innendruck	0	5,00	1,20	1,20		8	3,73	1,09
	Innendruck	0,5	5,00	1,20	1,20		8	3,95	1,12
	Innendruck	0	4,40	1,50	0,80		6	5,93	1,21
	Innendruck	0	5,10	2,50	2,50		13	4,64	1,24
H-Scherzugproben		0,1	5,00	1,00	1,00		8	4,10	1,20
		0,1	6,00	1,50	1,50		7	5,01	1,12
		0,1	7,00	2,00	2,00		10	5,73	1,12

Tabelle 3.6.: Streuspannen für die Aluminium-Ausgangsdaten.

Name	Kommentar	Material	R	SP-Ø	t_1	t_2	n	k	T_σ
Hutprofil	Torsion, Ausreißer	AlMg0,4Si0,9	0	5,5	1,25	1,25	11	10,00	1,60
	Torsion	AlMg0,4Si0,9	0,5	5,5	1,25	1,25	5	10,00	1,09
		AlMg0,4Si0,9	0	5,5	1,25	1,25	6	9,45	1,01
		AlMg5Mn	-1	5,6	1,25	1,25	6	4,66	1,18
			0	5,6	1,25	1,25	8	10,00	1,30
			-1	5,6	1,25	1,25	6	8,35	1,06
			0	5,6	1,25	1,25	9	10,00	1,21
			0	7,8	1,25	1,25	7	4,75	1,36
			0	7,8	1,25	1,25	10	10,00	1,25
		AlMg5Mn -	0	5,6	1,20	1,25	7	4,61	1,20
		AlMg0,4Si0,9							
		AlMg0,5Si0,8	-1	4,9	1,50	1,50	15	10,00	1,40
		AlMg5Mn	-1	7,1	2,00	2,00	8	3,29	1,21
			0	7,1	2,00	2,00	8	4,79	1,13
			-1	7,1	2,00	2,00	4	5,24	1,09
			0	7,1	2,00	2,00	6	10,00	1,32
			0	9,9	2,00	2,00	6	5,89	1,09
			0	9,9	2,00	2,00	5	5,14	1,13
	Innendruck	AlMg0,4Si0,9	0	4,4	1,25	1,25	6	3,30	1,64

Tabelle 3.6.: Streuspannen für die Aluminium-Ausgangsdaten (Fortsetzung).

Name	Kommentar	Material	R	SP-Ø	t_1	t_2	n	k	T_σ
		AlMg5Mn	0	4,4	1,25	1,25	4	3,06	1,22
		AlMg0,4Si0,9	0	5,5	1,25	1,25	8	4,54	1,50
			0	5,5	1,25	1,25	7	7,60	1,10
		AlMg5Mn	0	5,6	1,25	1,25	6	3,66	1,30
			0	5,6	1,25	1,25	5	3,73	1,32
			0	7,8	1,25	1,25	5	4,06	1,11
		AlMg0,4Si0,9	0	5,6	1,20	1,25	6	5,16	1,12
		AlMg0,5Si0,8	-1	4,9	1,50	1,50	15	6,00	1,33
		AlMg5Mn	0	7,1	2,00	2,00	6	4,76	1,12
			0	7,1	2,00	2,00	5	10,00	1,22
			0	9,9	2,00	2,00	7	4,06	1,18
H-Scherzug		AlMg0,5Si0,8	0,1	4,9	1,50	1,50	20	6,00	1,44

3.3 Berechnungskonzept BMWeld für Schweißpunkte

Im folgenden Kapitel soll die Konzeption des BMWeld-Konzeptes für Schweißpunkte erklärt werden. Die Umsetzung erfolgte dabei komplett in MathWorks MATLAB mit selbstprogrammierten Routinen. Da diese später im automatisierten Berechnungsprozess eingesetzt werden sollen, wurde auf eine graphische Oberfläche beziehungsweise Feedback im Befehlsfenster verzichtet. Alle notwendigen Parameter können zu Beginn der Funktionen übergeben werden, Rückgabemeldungen werden in eine Protokolldatei geschrieben. Als FEM-Solver wurde NASA structural analysis system (Nastran) gewählt, da dies das bei BMW übliche Tool für die Berechnungen in der Strukturmechanik ist. In Nastran ist es möglich, (Fein-)Modelle zu sogenannten Superelementen zu kondensieren. Diese beinhalten die Steifigkeits- und die Massenmatrix, bezogen auf definierte Verbindungsknoten, zum Einbau in übergeordnete Modelle. Zusätzlich werden Funktionen abgespeichert, welche die Dehnung ϵ und Spannung σ für gewählte Knoten beziehungsweise Elemente auf die Verschiebung der Randknoten beziehen.

Die Einbindung von Superelementen kann in Nastran auf drei Arten geschehen, Tabelle 3.7 zeigt Vor- und Nachteile der einzelnen Methoden auf. Eine erste Evaluation eines Gesamtfahrzeuges zeigte über 100 verschiedene Kombinationen von Schweißpunktdurchmesser und Blechdicken auf, womit dieser Punkt in die Entscheidung mit aufzunehmen ist. Gewählt wurde eine Einbindung im OP2-Format, da dieses eine hohe Genauigkeit, geringen Speicherplatzbedarf und eine Versionsunabhängigkeit ab Version 2014.0 verbindet. Des Weiteren ist es die einzige Variante, welche bei der im Gesamtfahrzeug auftretenden Anzahl von Schweißpunkten und Größenkombinationen funktioniert.

Ein Prozessschaubild für die Nutzung der Superelemente ist in Abbildung 3.11 dargestellt. Zusätzlich zu den blau dargestellten Hauptaktivitäten für den produktiven Einsatz gibt es eine vorangestellte manuelle Aktivität (grün), sowie Aktivitäten für die Auswertung von Wöhlerversuchen (orange). Nachfolgend sollen die Aktivitäten näher erläutert werden.

Die Erzeugung eines Kerbfein- und eines Visualisierungsmodells ist die Basis für den gesamten Prozess. Hierbei kann bereits durch die Netzfineinheit und durch die Anzahl sowie die Position der Randknoten wesentlicher Einfluss auf die Genauigkeit des Ergebnisses genommen werden. Während das Kerbfeinmodell später zur internen Berechnung der auftretenden Beanspruchungen genutzt wird, dient das Visualisierungsmodell als vereinfachte Darstellung im Post-Processing. Dazu besteht es nur aus zwei Hexaedern, stellvertretend für die zwei verbundenen Bleche, und Schalenelementen auf der Kerboberfläche. Dies erlaubt zum einen die Visualisierung der Blechverformung und zum anderen die Darstellung des Span-

Tabelle 3.7.: Bewertung verschiedener Möglichkeiten der Superelementeinbindung in Nastran.

	MatrixDB	OP2	Punch-File
Kompatibilität	gleiche Nastran-Version ^a	keine Einschränkung	keine Einschränkung
Maximale Anzahl	2000 SE insgesamt 90 verschiedene SE	2000 SE insgesamt 90 verschiedene SE ab 2014.0 unbegrenzt	unbegrenzt
Genauigkeit	32 Bit	32 Bit	23 Bit
Größe des Super- elementes	22 MB (Datenbank der Generierung)	2 MB (bei Speicherung im Binärformat)	14 MB (ASCII)
Benötigte Zeilen zur Einbindung	1 pro Superelementtyp + 2 pro Superelement	1 pro Superelementtyp + 1 pro Superelement	1 pro Matrix ^b und Last- fall
Nacharbeitsbedarf	gering (ID des Superelementes)		ID des SE sowie Namen der Matrizen

^a Die Superelemente müssen einmalig beim Release-Wechsel neu berechnet werden. Dies gilt auch für unterjährige Updates.

^b Zum Beispiel 2 Zeilen, wenn die Massen- und die Steifigkeitsmatrix eingebunden werden sollen. Jede von diesen Zeilen verlängert sich pro Superelement, welches eingebunden werden soll. Im Falle von 6000 SE und einer durchschnittlichen Bezeichnerlänge von 5 Zeichen bei der Nastran-Beschränkung auf 72 Zeichen pro Zeile, ergeben sich so 84 real vorhandene Zeilen.

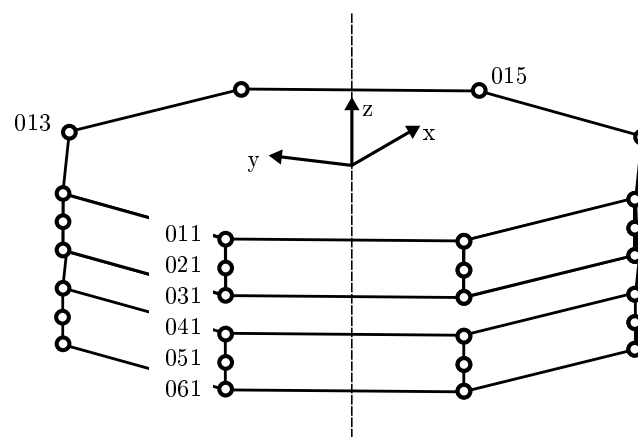


Abbildung 3.7.: Orientierung des Schweißpunktes im Feinmodell. Die 3 Ziffern geben das Suffix der Knotennummer an.

nungsverlaufs sowie der kritischen Kerbspannung. Die Richtlinien zur Generierung der Modelle sind in Anhang A notiert.

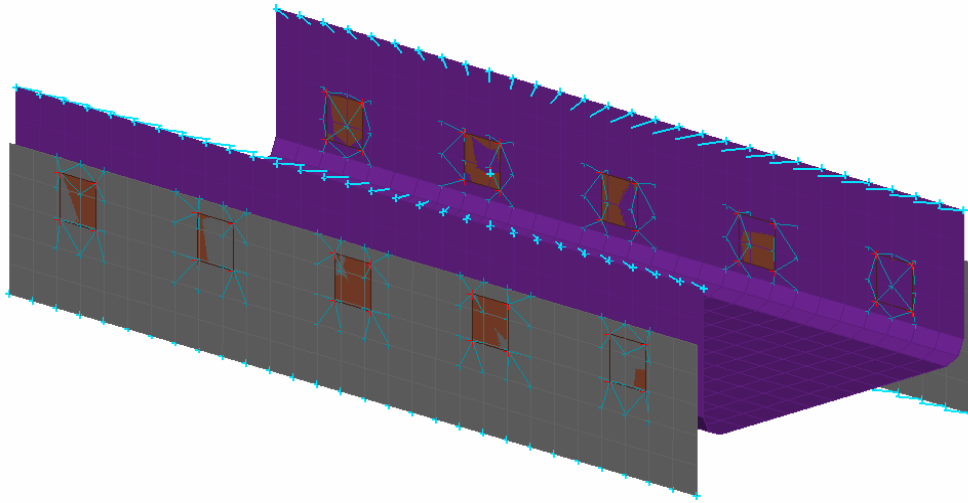


Abbildung 3.8.: Darstellung der Schweißpunkte als braune Hexaeder im FE-Modell.

Für das Pre-Processing wird auf das bereits vorhandene Berechnungsmodell der Baugruppen, bestehend vorwiegend aus Schalenelementen, zurückgegriffen. Prinzipiell gilt, dass die Systemgrenze des Superelementes von den zu berechnenden lokalen Effekten möglichst weit entfernt gewählt wird. Beschränkt wird dies in der Berechnungsrealität von der nahegelegenen Flanschante, welche bei der notwendigen Vereinfachung der Verrundung bestimmend für die Anbindung des Superelementes an das Netz wird. In einem Test wurde daher die Kantenlänge bestimmt, bei der 99% der Schweißpunkte automatisiert mit dem FE-Preprocessor ANSA generiert werden können. Dabei wurde festgestellt, dass sich Hexaeder mit der Kantenlänge $a = 1,5 \cdot d_{SP}$ eignen. In dem Baugruppenmodell müssen daher die Schweißpunkte als Hexaeder (bei 8 Anbindungspunkten) oder als 4 Hexaeder (bei 16 Anbindungspunkten), siehe Abbildung 3.8 mit einer festgelegten Eigenschaftsnummer modelliert werden. Diese Nummer dient der Identifikation in der Matlab-Funktion. Die Modellierung mit Hexaedern ist in vielen Pre-Processoren bereits enthalten.

Falls beim Pre-Processing noch nicht alle Kombinationen von Blechdicken und Schweißpunktdurchmessern vorhanden sind, werden diese automatisiert in einer zusätzlichen Funktion generiert. Dazu werden die Basismodelle zentrisch gestreckt. Notwendige Voraussetzung für das Funktionieren der Gleichungen ist die Modellierung des Feinmodells nach dem Koordinatensystem, definiert in Anhang A. Dabei wesentlich ist die Ausrichtung des Schweißpunktes, die Bleche im Feinmodell müssen in der x-y-Ebene definiert sein, siehe dazu auch Abbildung 3.7.

Gleichung 3.1 zeigt die Formel zur Berechnung der Knotenpositionen für gewählte Punkte ober- beziehungsweise unterhalb des Kerbbereichs (Index ZST). In Abbildung 3.9 sind die gestreckten Bereiche blau markiert. Im Falle von Elementen mit quadratischer Ansatzfunktion erfolgt eine geringere Verschiebung der Elementmittelnknoten im Übergangsbereich durch Verwendung eines empirisch ermittelten Faktors, siehe Gleichung 3.2 (Index ZSTU). Die Mittelnknoten sollten im Optimalfall auch in der Mitte der Kante liegen. Problematisch sind die Elemente deren Knoten nur auf der einen Seite verschoben werden. Die Mittelnknoten lägen dann weit außerhalb der Mitte, aber eine Verschiebung um den gleichen Faktor wie die äußeren Knoten würde die Knoten zu weit verschieben, siehe Abbildung 3.10. Mithilfe des beschriebenen Faktors wird die außermittige Lage der Mittelnknoten verringert und somit die Elementqualität verbessert:

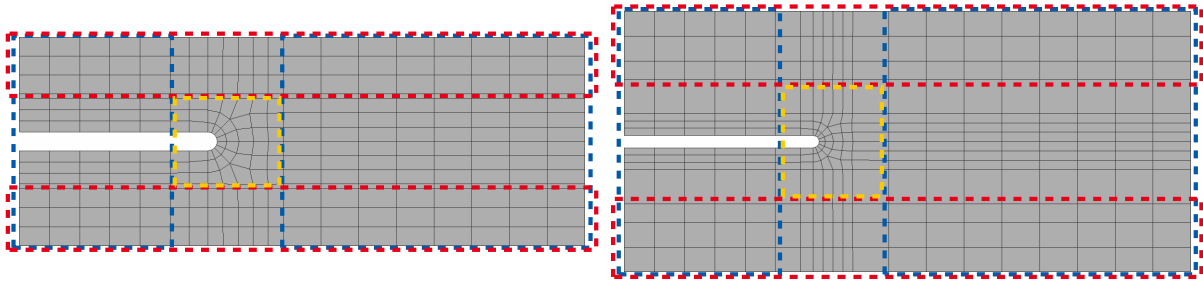
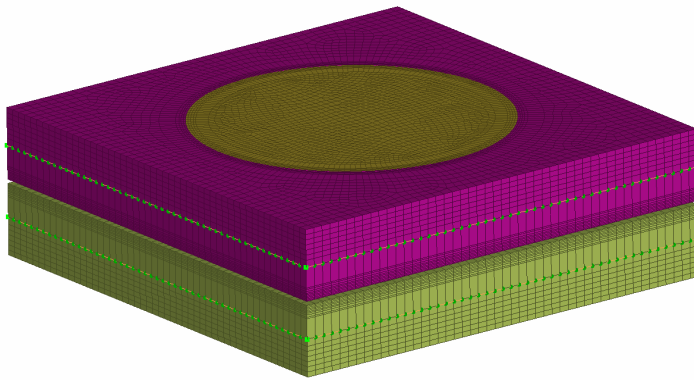
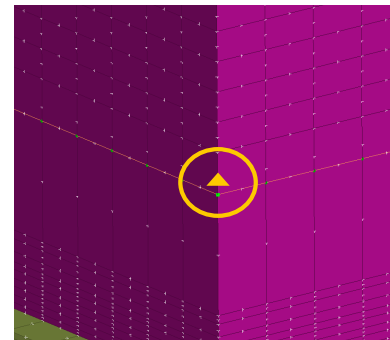


Abbildung 3.9.: Bereiche mit zentrischer Streckung. Rot markiert sind die Elemente für die Streckung in Dickenrichtung, blau für die Durchmessererrichtung und gelb der unveränderte Kerbbereich.



(a) Gesamter skalierte Schweißpunkt.



(b) Detailabbildung des Mittelknotens (gelber Kreis) und korrekte Verschiebung (gelber Pfeil). Knoten sind als weiße Marker visualisiert.

Abbildung 3.10.: Verschiebung der Mittelknoten bei Elementen mit quadratischer Ansatzfunktion. Abbildung für nicht genau mittig platzierter Knoten.

$$\begin{bmatrix} x_{ZST} \\ y_{ZST} \\ z_{ZST} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ z \end{bmatrix} \cdot \frac{t_{soll}}{t_{ist}} + \begin{bmatrix} x \\ y \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

$$\begin{bmatrix} x_{ZSTU} \\ y_{ZSTU} \\ z_{ZSTU} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ z \end{bmatrix} \cdot \left(\frac{t_{soll}}{t_{ist}} - 1 \right) \cdot 0,2 + \begin{bmatrix} x \\ y \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

Auch bei der Skalierung in Durchmessererrichtung wird der Kerbbereich nicht verändert. Daher muss der Schweißpunkt in 3 Bereiche eingeteilt werden: Außen - Kerbe - Innen. Der innere und der äußere Bereich (Index ZSD) werden nach Formel Gleichung 3.3 gestreckt, der Kerbbereich nach Gleichung 3.4 nur verschoben (Index VK). In Abbildung 3.9 ist der gestreckte Bereich orange markiert. Auch in Durchmessererrichtung müssen die Mittelknoten eventueller Elemente mit quadratischer Ansatzfunktion nach Gleichung 3.5 gesondert betrachtet werden (Index ZSDU):

$$\begin{bmatrix} x_{ZSD} \\ y_{ZSD} \\ z_{ZSD} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x \\ y \\ 0 \end{bmatrix} \cdot \frac{d_{\text{soll}}}{d_{\text{ist}}} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ z \end{bmatrix} \quad (3.3)$$

$$\begin{bmatrix} x_{VK} \\ y_{VK} \\ z_{VK} \end{bmatrix} = \left\| \begin{bmatrix} x \\ y \\ 0 \end{bmatrix} \right\| \cdot \frac{d_{\text{soll}} - d_{\text{ist}}}{2} + \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} \quad (3.4)$$

$$\begin{bmatrix} x_{ZSDU} \\ y_{ZSDU} \\ z_{ZSDU} \end{bmatrix} = \left(\left\| \begin{bmatrix} x \\ y \\ 0 \end{bmatrix} \right\| \cdot \frac{d_{\text{soll}} - d_{\text{ist}}}{2} + \begin{bmatrix} x \\ y \\ 0 \end{bmatrix} \cdot \frac{d_{\text{soll}} - d_{\text{ist}}}{d_{\text{ist}}} \right) \cdot \frac{1}{2} + \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

Jede neu erstellte Kombination muss nach der Modellgenerierung einmalig mit Nastran berechnet werden, um die Steifigkeits- und die Massenmatrix sowie die Spannungs- und Verschiebungsfunktionen zu generieren.

Im Anschluss an die Erstellung der notwendigen Superelemente kann die Veränderung des Berechnungsmodells abgeschlossen werden. Dazu werden die Hexaeder-Elemente, welche die Schweißpunkte im Berechnungsmodell darstellen, gelöscht und die notwendigen Befehle eingefügt, um das Superelement einzubinden und an die richtige Stelle zu verschieben.

Innerhalb des programmierten Matlab-Tools dienen für die zuvor beschriebenen Funktionen „BMWeld_PreSPWeld“ sowie „BMWeld_CreateSPVariants“. Die erste Funktion ersetzt die Hexaederdarstellung im Baugruppenmodell durch die Superelemente. Dazu wird das Modell komplett in Matlab eingelesen und die Elemente anhand ihrer Eigenschaftsnummer gefiltert. Aus den angrenzenden Schalenelementen werden die Blechdicken t_1 , t_2 sowie falls vorhanden t_3 , aus den Abmessungen der Hexaeder der Schweißpunktdurchmesser d_{SP} ausgelesen. Falls das passende Superelement bereits existiert, wird es eingebaut, ansonsten wird mithilfe von „BMWeld_CreateSPVariants“ ein neues erzeugt. Alle neu erstellten Schweißpunkte werden in einer einfachen Datenbank abgelegt um sicherzustellen, dass die zugewiesene Nummer einzigartig ist. Dies ist im folgenden wichtig, denn im Gesamtmodell müssen die Superelemente über eine einzigartige Nummer angesprochen werden und auch die enthaltenen Auswerteknoten müssen eine eindeutige Nummerierung besitzen. Beim Einbau wird jedes einzigartige Superelement Nastran mit dem ASSIGN-Befehl bekannt gemacht und anschließend mit SEBULK als Superelement eingeführt. Bei jeder weiterer Benutzung dieses Superelementes reicht ein SEBULK-Befehl mit Referenz auf die erste Benutzung des spezifischen Superelementes. Ebenfalls in diesem Befehl wird eine Toleranz definiert, innerhalb derer Superelementknoten mit Knoten des Gesamtmodells verbunden werden. Damit diese Verbindung korrekt eingerichtet wird, müssen die Superelemente jeweils mit einem SELOC-Befehl an die richtige Stelle verschoben werden. Dazu wird mit jeweils 3 Knoten ein Koordinatensystem im Superelement und im Gesamtmodell aufgespannt und dann Ursprung und Ausrichtung vom Superelement an das Gesamtmodell angepasst. Die korrekte Verbindung von Superelement und Gesamtmodell kann auch in der Log-Datei von Nastran überprüft werden, da verbundene Knoten sortiert nach Superelement aufgeführt werden.

Nach der Berechnung des erstellten Modells mit Nastran kann das Post-Processing erfolgen. Die Deformation des Schweißpunktes sowie die Kerbspannungen liegen im ASCII-Format vor und werden in MATLAB eingelesen. An Stelle der Superelemente werden nun die Auswerteelemente eingefügt und mit den eingelesenen Resultaten bedatet. Der Nutzer kann dabei auswählen, welche Spannung er in der Kerbe auswerten und ob er eine Effektivspannung berechnen möchte. Zur einfachen Platzierung der Auswerteelemente wird für jedes Superelement ein Koordinatensystem im Berechnungsmodell erzeugt und die Knoten des Auswertemodells diesem zugewiesen. Die Bedatung erfolgt durch die Erstellung von PATRAN-Neutral- sowie von Hyperworks ASCII-Dateien. Für die Lebensdauerauswertung mit ECS FEMFAT werden die Ergebnisse separat in das Nastran Punch-Format geschrieben. Ein Überblick über die verwendeten beziehungsweise erzeugten Dateien ist in Abbildung 3.12 dargestellt.

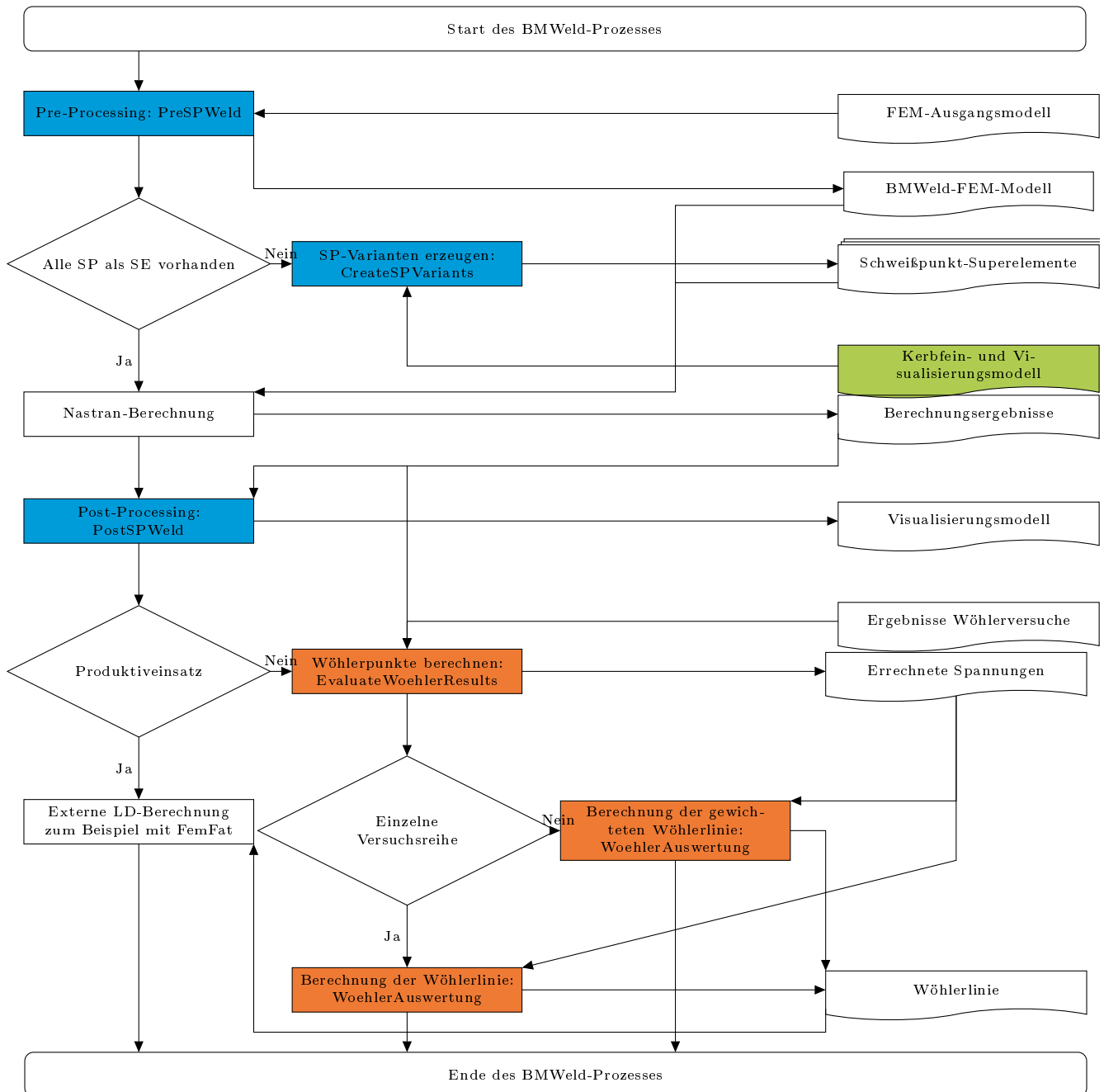


Abbildung 3.11.: Prozessschaubild für BMWeld.

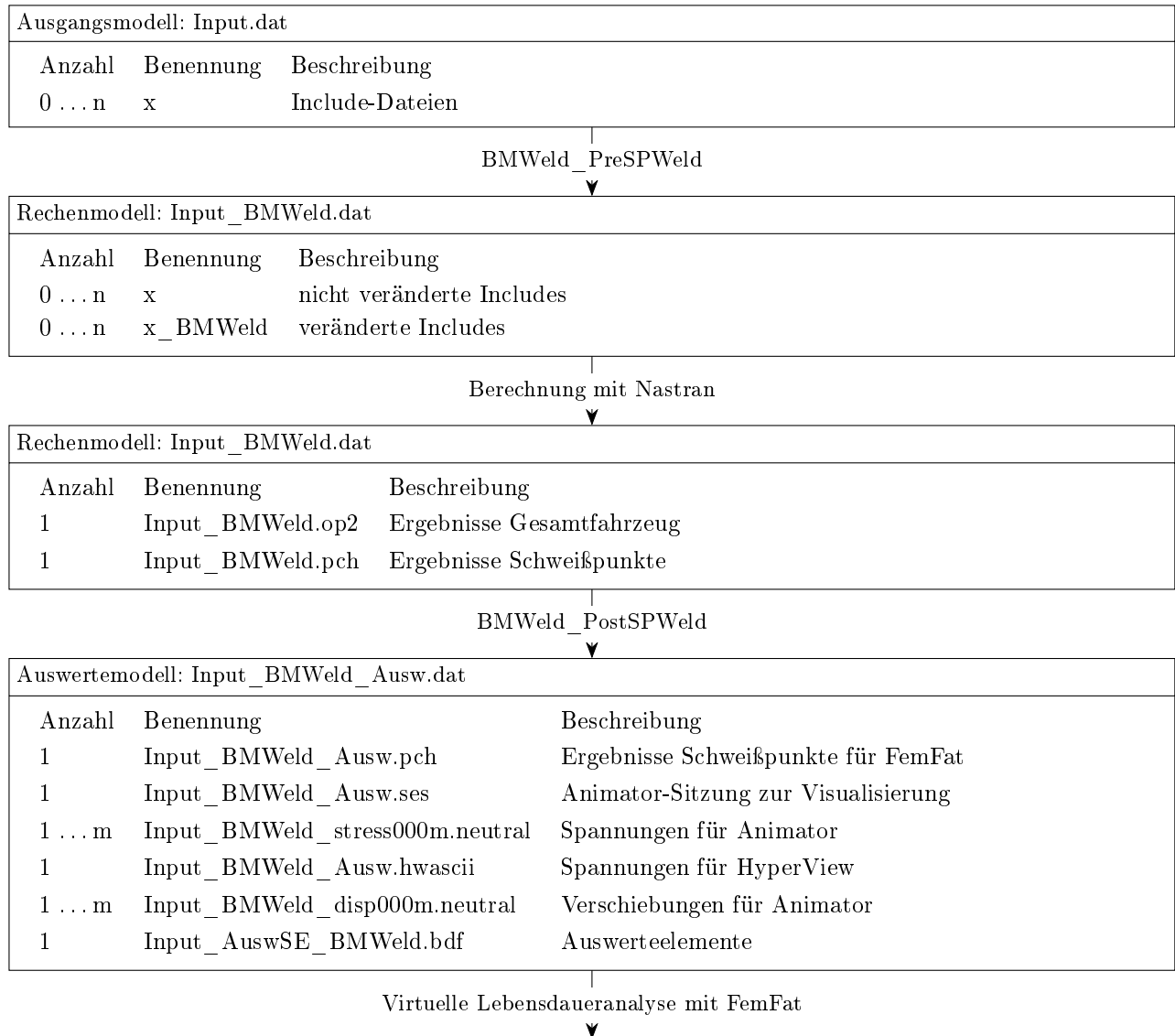


Abbildung 3.12.: Verwendete beziehungsweise erzeugte Dateien bei dem BMWeld-Prozess. Dabei ist n die Zahl der Include-Dateien und m die Anzahl der Lastfälle.

Zur Verknüpfung der vorhandenen Versuchsdaten mit der entsprechenden Simulation wurde das Skript „EvaluateWoehlerResults“ erstellt. Dazu werden Spannungen in der Simulation für eine Einheitslast berechnet. Für alle Versuche wird nun die Belastung, bezogen auf die Einheitslast, auf die erhaltenen Spannungen multipliziert. Im Falle von mehreren Lastfällen geschieht dies durch die lineare Superposition der Lastfälle:

$$\sigma_s = \sum_{L=1}^l \sigma_L \cdot y_L \quad (3.6)$$

mit

L	Lastfall
l	Anzahl der Lastfälle
σ_L	Spannung für Einheitslastfall L
y_L	Belastung für Lastfall L bezogen auf Einheitslast
σ_s	Superponierte Spannung

Das Ergebnis dieser Superposition ist eine neue Matrix mit den resultierenden Spannungen für alle Lasten des Versuchs und den zugehörigen Lebensdauern. Solche Matrizen werden getrennt nach Spannungsverhältnissen und Probenformen aufgestellt.

Für die Auswertung der im vorigen Schritt berechneten Wöhlerpunkte, also Spannung und zugehörige Schwingspielzahl, wurde in dem Skript „WoehlerAuswertung“ die Berechnung der Wöhlerlinie nach der Beschreibung von Spindel et al. [26] umgesetzt. Für genauere Informationen zur Vorgehensweise siehe Abschnitt 2.1.2. Ergänzend wurden mehrere Funktionalitäten hinzugefügt, so können Grenzwerte für die Neigung k der Wöhlerlinie vorgegeben werden, bei deren Unter- beziehungsweise Überschreitung ein festgelegter Standardwert verwendet wird. Für die Neigung nach dem Abknickpunkt wurden mehrere Optionen implementiert:

- Angenommene Dauerfestigkeit $k = \infty$
- In Abhängigkeit der Neigung im Zeitfestigkeitsbereich, zum Beispiel analog Haibach $k' = 2k - m$
- Frei gewählte Neigung, zum Beispiel analog IIW $k' = 22$

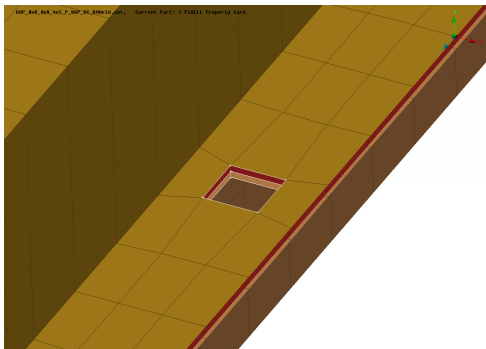
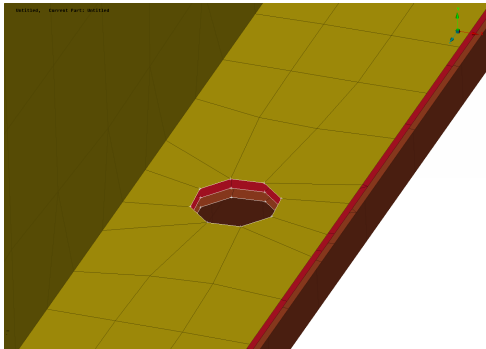
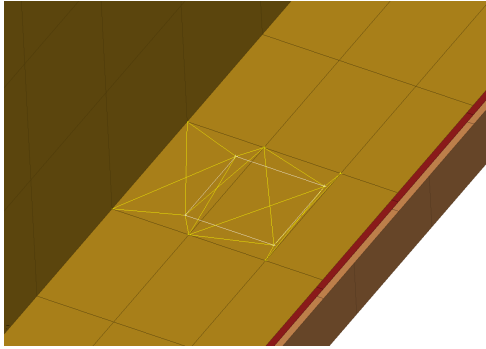
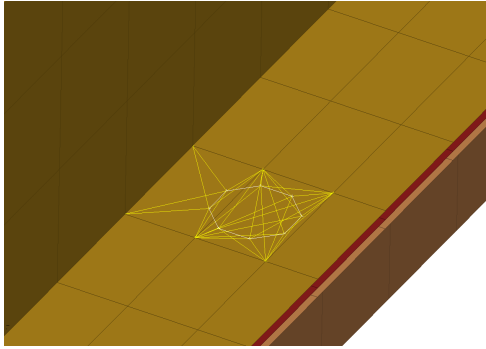
Im folgenden wurde für die Neigung nach dem Abknickpunkt die Empfehlung der IIW $k' = 22$ verwendet. Die Spannungen werden mithilfe der übergebenen Mittelspannungsparameter auf ein gemeinsames Spannungsverhältnis $R = 0$ umgerechnet.

3.4 Geprüfte Varianten

Die untersuchten BMWeld-Modelle sind in Tabelle 3.8 in einer Matrixstruktur dargestellt. Zum einen wurden Schweißpunktmodelle mit 8 Anbindungspunkten an das globale Netz und Modelle mit 16 Punkten untersucht. Die Anbindung an das umgebende Netz wurde zum einen mit Interpolationselementen analog der Linchweld-Schweißpunktmodellierung realisiert, folgend indirekte Anbindung genannt. Zum anderen wurde eine direkte Einbindung des Superelementes in das Netz getestet. Bei dem verwendeten Solver NASTRAN wurden die sogenannten „R-Schalenelemente“ verwendet. Diese haben im Gegensatz zu den älteren Elementen eine Drillsteifigkeit, welche aus dem E-Modul und der Blechdicke berechnet wird anstatt mit einem festen Wert belegt zu werden. Sowohl die Schalenelemente als auch die Superelemente haben 6 Freiheitsgrade an den Knoten und sind somit kompatibel zueinander.

Abgesehen von der Variation superelementexterner Parameter wurden auch zwei verschiedene Netzeinheiten des Superelementes getestet. Es wird dabei zuerst der Kerbbereich mit einem Kerbradius

Tabelle 3.8.: Visualisierung der geprüften Anbindungsarten des Superelementes an das umgebende Netz.

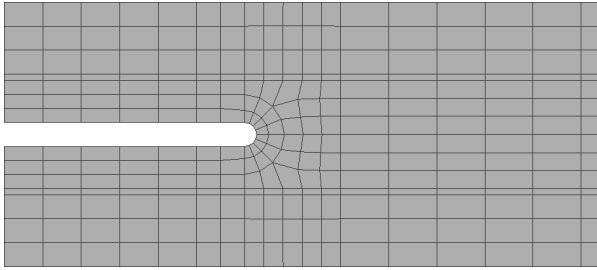
	8 Anbindungspunkte	16 Anbindungspunkte
Direkte Anbindung		
Indirekte Anbindung		

von $r = 0,05 \text{ mm}$ und Schalenelementen vernetzt und diese per Rotation zu Volumenelementen extrudiert. Mit der Feinheit der Schalenvernetzung sowie der Anzahl der Zwischenschritte bei der Rotation wird die Diskretisierung in der Kerbe gewählt. Anschließend werden auf der Blechoberseite die Schalen für den Bereich außer- und innerhalb der Kerbe vernetzt. Diese können dann über lineare Extrapolation unter Beachtung der angrenzenden Knoten in der Kerbe zu Volumenelementen extrudiert werden. Nur die Vernetzung außerhalb des Kerbbereichs unterscheidet sich für die unterschiedliche Anzahl an Anbindungspunkten. In dieser Arbeit wurde für 8 Anbindungspunkte eine quadratische, für 16 Anbindungspunkte eine kreisförmige Grundfläche gewählt. Variiert wurde im folgenden die Anzahl der Elemente über den Schweißpunktumfang. In der feinen Variante wurde mit einem Element pro 2° , bei der groben mit einem Element pro $8,5^\circ$ vernetzt. Für die feine Vernetzung ist keine Variante mit 16 Anbindungspunkten möglich, da die Elementanzahl zu groß und somit der verwendete Solver aufgrund der Menge an Freiheitsgraden nicht rechenfähig ist. Die verwendeten Kerbfine Modelle sind in einer Schnittansicht in Abbildung 3.13 dargestellt. Außerdem wurden drei verschiedene Methoden zur Auswertung der Kerbspannung geprüft:

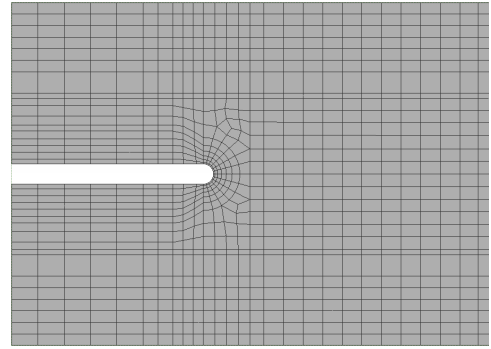
- Von Mises-Spannung
Reine Betrachtung der von Mises Vergleichsspannung
- Vorzeichenbehaftete von Mises-Spannung
Von Mises-Spannung mit dem Vorzeichen der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung
- Hauptnormalspannung
Betragsmäßig größte Hauptnormalspannung

Als Referenz für bisher verwendete Methoden sollen folgende zusätzlich untersucht werden:

- Rupp mit definierten Rondenelementen



(a) Grobe Vernetzung - 8 Elemente über dem Kerbradius von 180° und 42 Elementen über den Durchmesser.

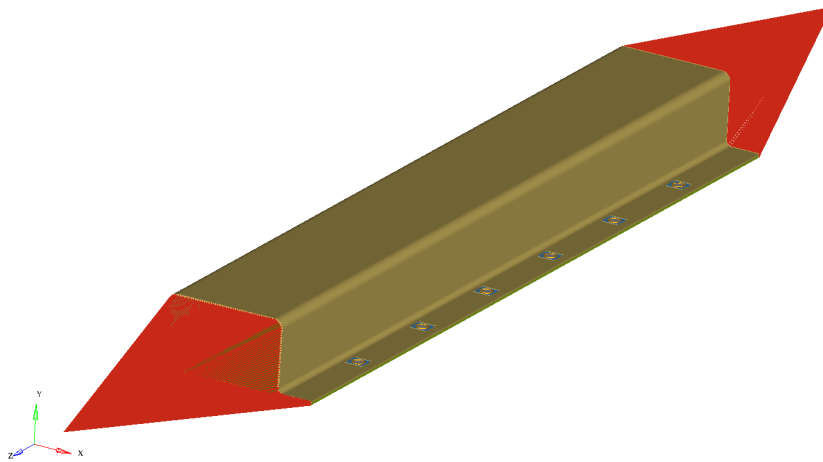


(b) Feine Vernetzung - 12 Elemente über dem Kerbradius von 180° und 180 Elementen über den Durchmesser.

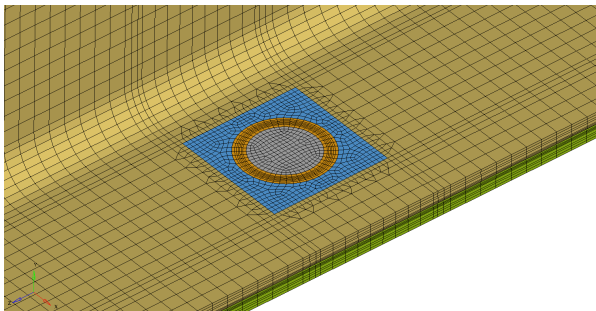
Abbildung 3.13.: Schnittdarstellung der FE-Vernetzung der verwendeten Schweißpunktfeinmodelle.

- Linchweld-Modellierung (Hexaeder mit Interpolationselementen ans Netz angebunden)
- FEMFAT-Modellierung

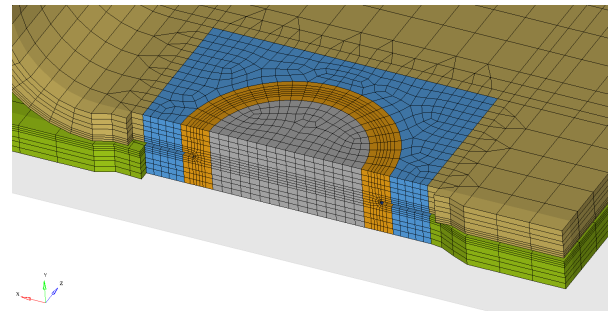
Für einen weiteren Abgleich wurden einige Modelle komplett mit Volumenelementen vernetzt, siehe eine Darstellung des Hutprofils in Abbildung 3.14. Außerhalb der Schweißpunkte wurde mit einer mittleren Kantenlänge $l_m = 1\text{ mm}$ vernetzt. Die Elementanzahl über die Blechdicke wurde analog der BMWeld-Modellierung mit 7 Elementen bei der Anbindung mit 8 Punkten beziehungsweise 9 Elementen bei der Anbindung mit 16 Punkten gewählt.



(a) Gesamtansicht.



(b) Detailbild Schweißpunkt.



(c) Schnittansicht durch Schweißpunkt.

Abbildung 3.14.: Volumenvernetzung des kompletten Hutprofils.

3.5 Methodik zur Bewertung der Konzepte

Zur Bewertung der geprüften Methoden und Auswahl einer geeigneten zur Umsetzung im BMW-PDM-System CAE-Bench2 wurden die Ergebnisse in mehreren Kategorien nach einem Punktschema bewertet. Die beste Bewertung entspricht 5 Punkten, die schlechtestmögliche 1 Punkt. Die gewählten Grenzen sind in Tabelle 3.9 aufgelistet.

Tabelle 3.9.: Grenzen für die Bewertung der geprüften Varianten.

Kategorie	Vergleichsgröße	Referenz	Grenzen für Punkte relativ in %			
			5	4	3	2
Wöhlerdaten	T_S bei $P_{\text{ÜL}} = 90\%$	1,86	10,00	20,00	30,00	40,00
Robustheit	$\Delta\sigma_{\text{Netzfeinheit}}$	0 %	$\pm 3,00$	$\pm 6,00$	$\pm 9,00$	$\pm 12,00$
	$\Delta\sigma_{\text{Verdrehung}}$	0 %	$\pm 3,00$	$\pm 6,00$	$\pm 9,00$	$\pm 12,00$
Torsionssteifigkeit (Doppel-)Hutprofil	$s_{c,\text{Versuch}}^2$	0 %	$\pm 4,00$	$\pm 8,00$	$\pm 12,00$	$\pm 60,00$
	s_c^2	0 %	$\pm 4,00$	$\pm 8,00$	$\pm 12,00$	$\pm 60,00$
Modellaufwand	Modellierung	1 h	$\pm 100,00$	$\pm 300,00$	$\pm 500,00$	$\pm 700,00$
	Berechnung	1 h	$\pm 25,00$	$\pm 50,00$	$\pm 75,00$	$\pm 100,00$

Zur Bewertung der Streuspanne der generierten Wöhlerlinie wurde als Referenz der FAT-Bericht 179 [90] herangezogen. In diesen wurde für eine kleinere Datenbasis bestehend aus (Doppel-) Hutprofilen und H-Scherzugproben und einer Rupp-Modellierung mit definierter Ronde eine minimale Streuspanne von $T_\sigma = 1 : 1,86$ berechnet. Da in der Dissertation weitere Versuchsreihen mit größerer Einzelstreuung enthalten sind, wird keine geringere Streuung erwartet.

Um die Vergleichbarkeit zwischen verschiedenen Modellierungen zu gewährleisten, wurde eine Modellierungsrichtlinie erarbeitet. Demnach wurden alle FE-Modelle der Probenkörper mit Schalenelementen vernetzt, welche eine mittlere Kantenlänge von $l_m = 5\text{ mm}$ sowie eine lineare Ansatzfunktion aufweisen. Soweit möglich wurde auf versteifende Dreieckselemente verzichtet. Eventuell vorhandene Ronden und verbindende Volumenelemente wurden parallel zum Flansch ausgerichtet. Für Robustheitsuntersuchungen wurden zwei weitere Vernetzungen erstellt, zum einen mit variierender Kantenlänge von $l_m = 3\text{ mm}$ und $l_m = 8\text{ mm}$ und zum anderen mit Verbindungen, die zum Flansch verdreht wurden, siehe Abschnitt 4.5.

Als Vergleichskriterium für die Robustheit gegenüber einer variierenden Netzfeinheit beziehungsweise der Verdrehung der Verbindungselemente wurde die Abweichung der Spannung am kritischen Schweißpunkt gewählt. Dazu wurden für die oben beschriebenen Variantenmodelle mit den Versuchsdaten einer Hutprofilprobe ausgewertet und die Verschiebung der errechneten Spannung am Abknickpunkt der Wöhlerlinie bewertet.



4 Untersuchungen

4.1 Anbindungsmodellierung und die Verwendung eines Superelementes

Im ersten Schritt soll untersucht werden, wie stark die Ergebnisse in einem Kerbfeinmodell durch die Reduktion auf ein Superelement und Anbindung mit wenigen Übertragungspunkten beeinflusst werden. Dafür wurden mehrere Proben (bezüglich der Geometrie siehe Abbildung 2.17) untersucht:

- Hutprofil mit $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}$ und $d_{\text{SP}} = 5,0 \text{ mm}$
- Hutprofil mit $t_1 = t_2 = 2,5 \text{ mm}$ und $d_{\text{SP}} = 5,1 \text{ mm}$
- Scherzugprobe mit $t_1 = t_2 = 1,75 \text{ mm}$ und $d_{\text{SP}} = 7,4 \text{ mm}$
- Schälzugprobe mit $t_1 = t_2 = 1,75 \text{ mm}$ und $d_{\text{SP}} = 7,4 \text{ mm}$
- H-Scherzugprobe mit $t_1 = t_2 = 2,0 \text{ mm}$ und $d_{\text{SP}} = 7,0 \text{ mm}$

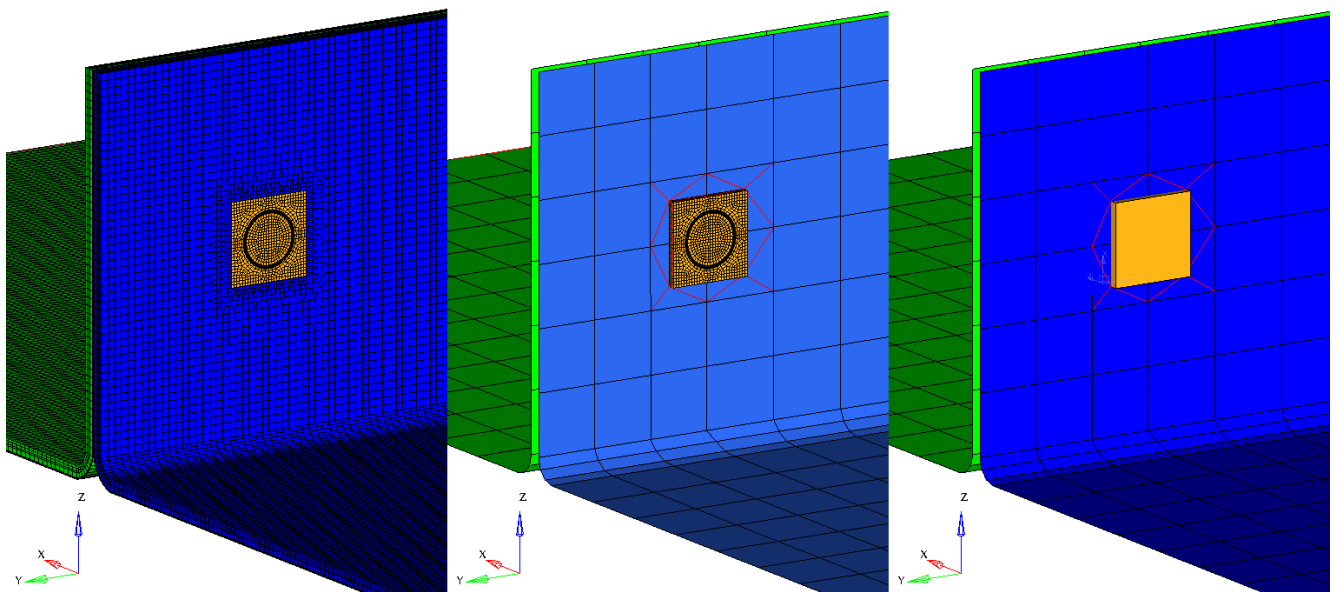


Abbildung 4.1.: Vergleichende Darstellung der 3 untersuchten Modellierungen bei einer Schälzugprobe. Mittig und rechts ein indirekt angebundenes Superelement mit 8 Anbindungspunkten. Die beiden Bleche sind blau und grün, der Schweißpunkt orange und die Anbindung rot eingefärbt.

Eine Darstellung der verwendeten FEM-Modelle findet sich in Abbildung 4.1. Dargestellt ist die vergrößerte Darstellung eines Schweißpunktes einer Schälzugprobe. Links ist das Modell komplett mit Volumenelementen vernetzt. Es wurde der Schweißpunkt mit grober Elementierung verwendet und an der kompletten Schnittkante mit den Volumenelementen der Bleche verbunden. Dasselbe Schweißpunktmodell wurde in der zweiten Modellierung gewählt. Allerdings sind nur die 8 Anbindungspunkte über

Tabelle 4.1.: Vergleichene Modellierungen.

Position in Abbildung 4.1	Gesamtmodell	Schweißpunktmodell	Anbindungstyp	-punkte
links	Volumenvernetzung	Volumenvernetzung	direkt	8 und 16
mittig	Schalenvernetzung	Volumenvernetzung	direkt und indirekt	8 und 16
rechts	Schalenvernetzung	Superelement	direkt und indirekt	8 und 16

Interpolationselemente mit den Blechen verbunden. Zwischen den Anbindungspunkten wird die Verformung im Schweißpunkt interpoliert und über starre Elemente über die Dicke verteilt. Dies entspricht also genau der Modellierung im Superelement. Die Bleche selbst sind über Schalenelemente dargestellt. Im Bild rechts sieht man die Abbildung des Schweißpunktes per Superelement. Für den FEM-Solver entspricht dies einem Blackbox-Modell, nur die Anbindungspunkte und die übergebenen Steifigkeitsmatrizen sind ihm bekannt. Analog zu diesen Modellen wurden die direkte Anbindung sowie eine Anbindung über 16 Punkte untersucht. Durch den Zwischenschritt über ein Feinmodell, welches exakt gleich dem Superelement angebunden ist, kann beurteilt werden, welcher Fehler aus der Superelement-Erstellung resultiert. Tabellarisch aufgelistet sind die betrachteten Modellierungen in Tabelle 4.1.

Betrachtet wurden die maximale Verschiebung am Kraft- / Momenteneinleitungspunkt, die maximale von Mises-Vergleichsspannung sowie die größte Hauptnormalspannung jeweils im Kerbgrund. Alle Ergebnisse sind in Tabelle 4.2 erfasst. Zu erwarten ist im Optimalfall eine gleiche Verschiebung und somit Steifigkeit für alle Modellierungen. Die Spannungen zwischen kompletter Volumenmodellierung und den restlichen untersuchten Anbindungen können sich aufgrund der geringen Anzahl an angebundenen Knoten unterscheiden. Zwischen der Variante mit eingesetztem Feinmodell und Schweißpunkt-Superelement sollten allerdings keine Unterschiede bestehen, da die Steifigkeitsmatrizen, auf die Anbindungspunkte gesehen, übereinstimmen.

Gesondert betrachtet wurden die Berechnungszeiten, da diese hauptsächlich Aufschluss über die Effizienz der Methoden geben. Ein sinnvoller Vergleich ist nur bei den Modellen des Hutprofils möglich, da ansonsten bei der Superelementmethode die gesamte Berechnungszeit so gering ist, dass sie durch externe Faktoren wie zum Beispiel die aktuelle Festplattennutzung stark verfälscht wird. Schon bei diesem kleinen Modell wird der massive Vorteil einer Superelement-Reduktion deutlich, denn die benötigte Zeit sinkt von ≈ 2600 sec bei Variante 1 über ≈ 130 sec auf ≈ 4 sec bei Variante 3. Bei Berechnung mit Superelement wird verglichen mit der Volumenvernetzung also nur noch 0,15 % der Zeit benötigt. Die Anzahl der Freiheitsgrade verringert sich gleichzeitig von rund 6 Millionen über 1 Million hin zu nur noch 22 000, was die Änderung der Rechenzeit erklärt.

Der Vergleich der Ergebnisse des Superelements mit denen des in ein Schalenmodell eingebauten Kerbspannungsmodells ergab Abweichungen von 6 % bis -3 % bei einem Mittelwert von 0 %. Die größten Abweichungen liegen bei einer Schälzugbeanspruchung des Schweißpunktes und 8 Anbindungspunkten vor. Eine mögliche Ursache liegt in der Fließpunktgenauigkeit bei der Superelementgenerierung. Ein Vergleich ist in Abbildung 4.2 als Balkendiagramm dargestellt. Gruppiert ist das Balkendiagramm zuerst nach dem Anbindungstyp, dann nach den Anbindungspunkten (im Diagramm mit AP abgekürzt) und schlussendlich nach dem Probestyp. Die Probestypen wurden dabei nach der Belastung sortiert, von vorwiegend Schälzug hin zum Scherzug. Die Proben wurden wie folgt abgekürzt:

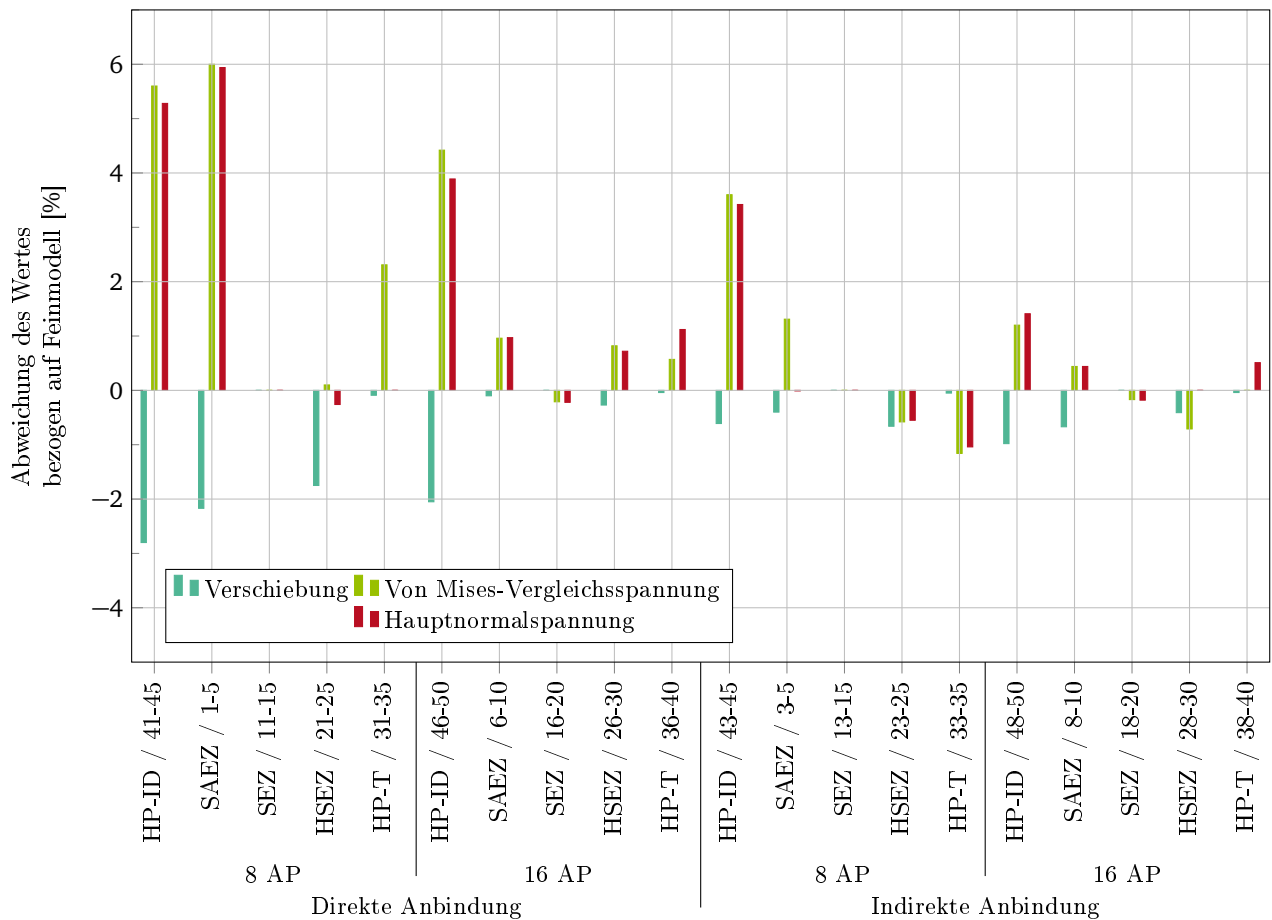


Abbildung 4.2.: Relativvergleich der Ergebnisse des Superelementes mit denen des eingebauten Kerkspannungsmodells.

HP-ID Hutprofil - Innendruckbelastung

SAEZ Schälzug

SEZ Scherzug

HSEZ H-Scherzugprofil

HP-T Hutprofil - Torsion

Im folgenden sollen die Ergebnisse des Superelementes mit denen der vollständigen Volumenvernetzung verglichen werden. Auf die Darstellung des Vergleichs der Variante mit eingebautem Schweißpunktfeinmodell wird aufgrund der Übersichtlichkeit und der geringen Abweichung zum Superelement verzichtet. Graphisch in einem Balkendiagramm aufgetragen finden sich die Ergebnisse in Abbildung 4.4, die Aufteilung und die Abkürzungen wurden wie zuvor gewählt. Gesamthaft betrachtet zeigt sich eine wesentlich größere Abweichung bei der indirekten Anbindung (rechte Hälfte des Diagramms). Je nach Belastung am Schweißpunkt sind die Proben deutlich steifer, bei Schälbelastung circa 20 %. Bei der Scherbelastung sind es nur $\approx 5\%$. Ausnahme ist die H-Scherzugprobe, welche aufgrund der speziellen Geometrie extrem versteift wird, siehe dazu Abbildung 4.3. Von der ursprünglichen freien Verformungslänge bleibt durch das ausgreifende Interpolationselement nur 30 % bis 50 % übrig. Bei den übrigen Proben lässt sich die Abweichung ebenfalls über das Interpolationselement erklären. Bei Schälbeanspruchungen würden sich die Bleche nahe des Schweißpunktes verformen, was durch die zusätzliche Versteifung rund um den Schweißpunkt behindert wird. Bei Scherzug ist die Verformung nahe des Schweißpunktes gering und die

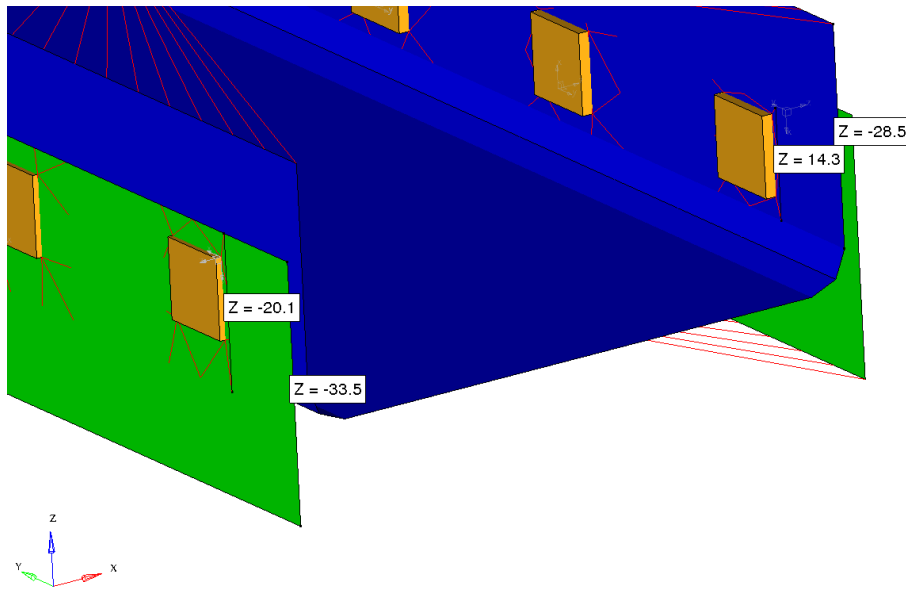


Abbildung 4.3.: H-Scherzugprobe mit freier Länge sowie der versteiften Länge durch das Interpolations-
element.

wirkenden Scherkräfte können in der Ebene gut übertragen werden. Somit kann festgehalten werden, dass die indirekte Anbindung bei der Steifigkeitsmodellierung nur für scherzugbelastete Schweißpunkte eingesetzt werden darf. Selbst bei dieser sollte aber geprüft werden, dass große Schweißpunkte nicht bei sehr geringen Flanschbreiten eingesetzt werden. Vergleicht man nun noch die von Mises-Vergleichsspannung sowie die erste Hauptnormalspannung so muss festgehalten werden, dass diese fast ebenbürtige Ergebnisse liefern. In einigen wenigen Fällen wie zum Beispiel den Scherproben ist die Mises-Spannung genauer, bei den torsionsbelasteten Hutprofilen die erste Hauptnormalspannung.

Bei der direkten Anbindung ist eine wesentlich bessere Güte der Abbildung festzustellen. Die Abweichungen liegen dann bei maximal 5 %. Auch hier zeigt sich keine Spannung, welche wesentliche Vorteile bietet. Die Abweichungen sind bei der Anbindung mit 16 Anbindungspunkten noch geringer und liegen bis auf die (H-)Scherzugproben bei gerade einmal 1 %.

Tabelle 4.2.: Werte zum Vergleich Kerbfeinmodell, Schweißpunktfeinmodell in Schalenmodell beziehungsweise Superelement in Schalenmodell eingebaut.

Nr	Probentyp	Anbindungs-		Einbauvariante	Rechenzeit [sec]	Verschiebung [mm]	σ_{vM} [MPa]	σ_{HNS} [MPa]
		punkte	typ					
1	Schälzug	8	Direkt	Superelement	2	2,93E+00	6231	7064
2				Feinmodell	20	2,96E+00	5871	6659
3			Indirekt	Superelement	2	2,33E+00	5094	5677
4				Feinmodell	15	2,34E+00	5016	5678
5		Volumenvernetzt - Modell 8AP			257	3,00E+00	5998	6809
6		16	Direkt	Superelement	2	2,98E+00	6151	6979
7				Feinmodell	9	2,98E+00	6093	6912
8			Indirekt	Superelement	2	2,27E+00	4636	5254
9				Feinmodell	9	2,29E+00	4609	5223
10		Volumenvernetzt - Modell 16AP			400	2,98E+00	6064	6884

Tabelle 4.2.: Werte zum Vergleich Kerbfeinmodell, Schweißpunktfeinmodell in Schalenmodell beziehungsweise Superelement in Schalenmodell eingebaut (Fortsetzung).

Nr	Probentyp	Anbindungs-		Einbauvariante	Rechenzeit [sec]	Verschiebung [mm]	σ_{vM} [MPa]	σ_{HNS} [MPa]
		punkte	typ					
11	Scherzug	8	Direkt	Superelement	2	6,52E-02	253	284
12				Feinmodell	17	6,52E-02	253	284
13			Indirekt	Superelement	2	6,35E-02	204	230
14				Feinmodell	12	6,35E-02	204	230
15		Volumenvernetzt - Modell 8AP			272	6,80E-02	245	276
16		16	Direkt	Superelement	2	6,66E-02	254	286
17				Feinmodell	8	6,66E-02	254	286
18			Indirekt	Superelement	2	6,20E-02	187	211
19				Feinmodell	9	6,20E-02	188	211
20		Volumenvernetzt - Modell 16AP			266	6,68E-02	242	273
21	H-Scherzug	8	Direkt	Superelement	2	1,10E-03	49	55
22				Feinmodell	77	1,12E-03	49	55
23			Indirekt	Superelement	2	7,77E-04	41	46
24				Feinmodell	73	7,84E-04	41	46
25		Volumenvernetzt - Modell 8AP			483	1,14E-03	48	54
26		16	Direkt	Superelement	3	1,09E-03	49	55
27				Feinmodell	44	1,09E-03	49	55
28			Indirekt	Superelement	3	7,68E-04	39	44
29				Feinmodell	44	7,72E-04	39	44
30		Volumenvernetzt - Modell 16AP			606	1,13E-03	49	56
31	Hutprofil Torsion	8	Direkt	Superelement	4	5,74E-03	18	20
32				Feinmodell	128	5,74E-03	18	20
33			Indirekt	Superelement	4	5,26E-03	16	18
34				Feinmodell	141	5,26E-03	16	18
35		Volumenvernetzt - Modell 8AP			2536	5,50E-03	17	19
36		16	Direkt	Superelement	4	5,50E-03	17	19
37				Feinmodell	85	5,50E-03	17	19
38			Indirekt	Superelement	4	5,24E-03	16	18
39				Feinmodell	77	5,25E-03	16	18
40		Volumenvernetzt - Modell 16AP			2690	5,48E-03	18	20
41	Innendruck	8	Direkt	Superelement		9,25E-03	26	29
42				Feinmodell		9,51E-03	25	28
43			Indirekt	Superelement		7,77E-03	31	35
44				Feinmodell		7,83E-03	30	34
45		Volumenvernetzt - Modell 8AP				9,31E-03	25	28
46		16	Direkt	Superelement		9,19E-03	25	28
47				Feinmodell		9,38E-03	24	27
48			Indirekt	Superelement		7,84E-03	31	35
49				Feinmodell		7,93E-03	31	34
50		Volumenvernetzt - Modell 16AP				9,22E-03	25	28

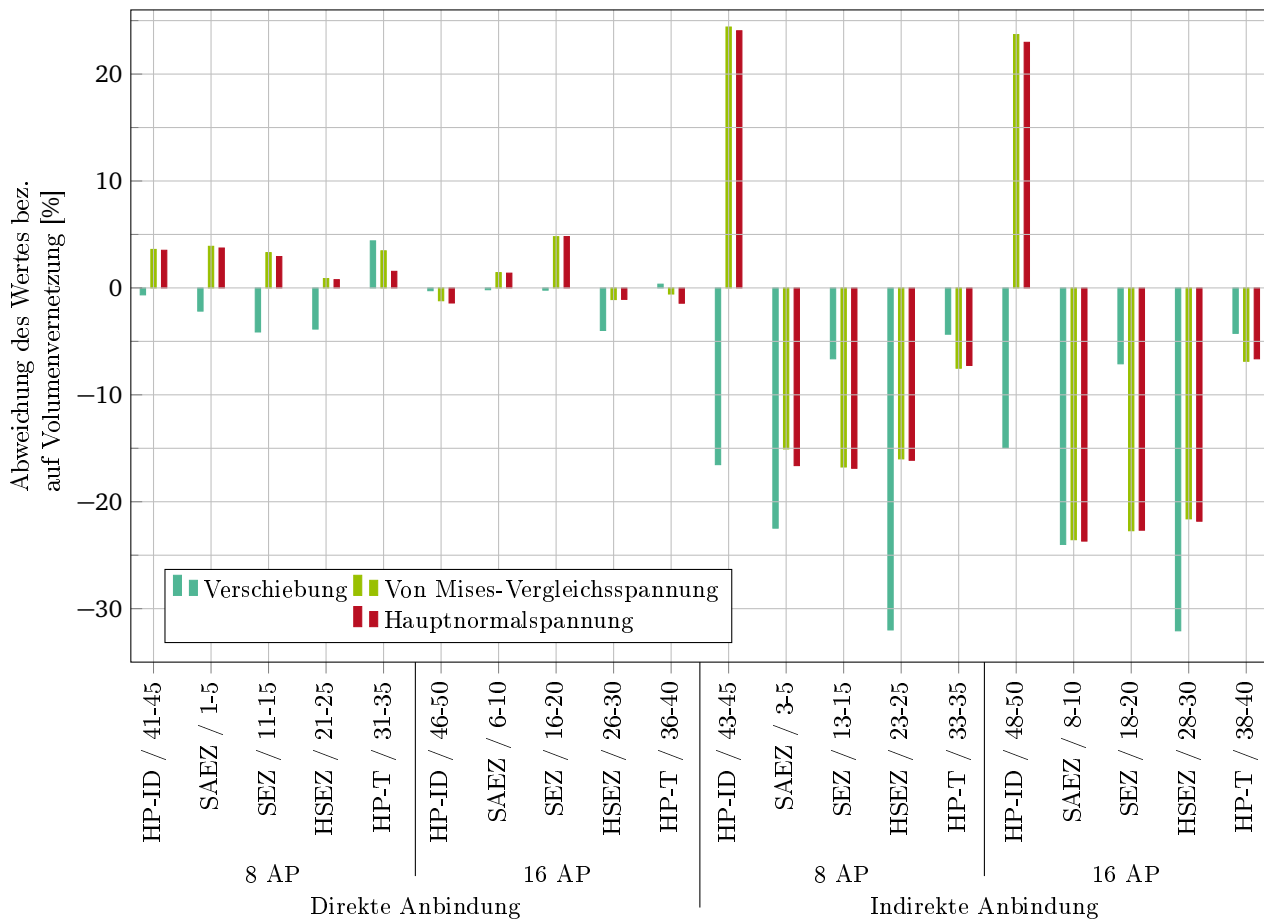


Abbildung 4.4.: Relativvergleich der Ergebnisse des Superelementes mit denen der vollständigen Volumenvernetzung. Die Ziffern in der Benennung zeigen an, welche Variante aus Tabelle 4.2 mit welcher verglichen wird.

4.2 Steifigkeitsabgleich

Im zweiten Untersuchungsschritt wurden die Steifigkeiten der 6 geprüften BMWeld-Modellierungen, der 3 konventionellen Methoden Rupp-Ronde, FEMFAT und Linchwelt mit denen des Versuchs verglichen. Versuchsergebnisse existieren nur für die folgenden Proben:

- Hutprofil mit $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}$ und $d_{SP} = 4,1 \text{ mm}$
- Hutprofil mit $t_1 = 1,5 \text{ mm}$, $t_2 = 0,8 \text{ mm}$ und $d_{SP} = 4,4 \text{ mm}$
- Hutprofil mit $t_1 = t_2 = 2,5 \text{ mm}$ und $d_{SP} = 5,1 \text{ mm}$
- Doppelhutprofil mit $t_1 = t_2 = t_3 = 0,8 \text{ mm}$ und $d_{SP} = 4,5 \text{ mm}$
- Doppelhutprofil mit $t_1 = t_2 = t_3 = 1,5 \text{ mm}$ und $d_{SP} = 6,1 \text{ mm}$

Bei allen Versuchen wurde nur die Torsionssteifigkeit gemessen. Hauptsächlichste Belastung in den Schweißpunkten ist daher die Scherbelastung. Für diese zeigt auch die indirekte Anbindung, im vorigen Kapitel beschrieben, hinreichend gute Ergebnisse. Zur Auswertung der Berechnungen wurden die Relativverschiebung der beiden Randpunkte des Hutprofils sowie die Verdrehung des Belastungspunktes untersucht. Beide zeigen erwartungsgemäß nahezu die gleichen Ergebnisse. Die Messpunkte sind in Abbildung 4.5 dargestellt. Im folgenden werden die Verdrehungen ausgewertet.

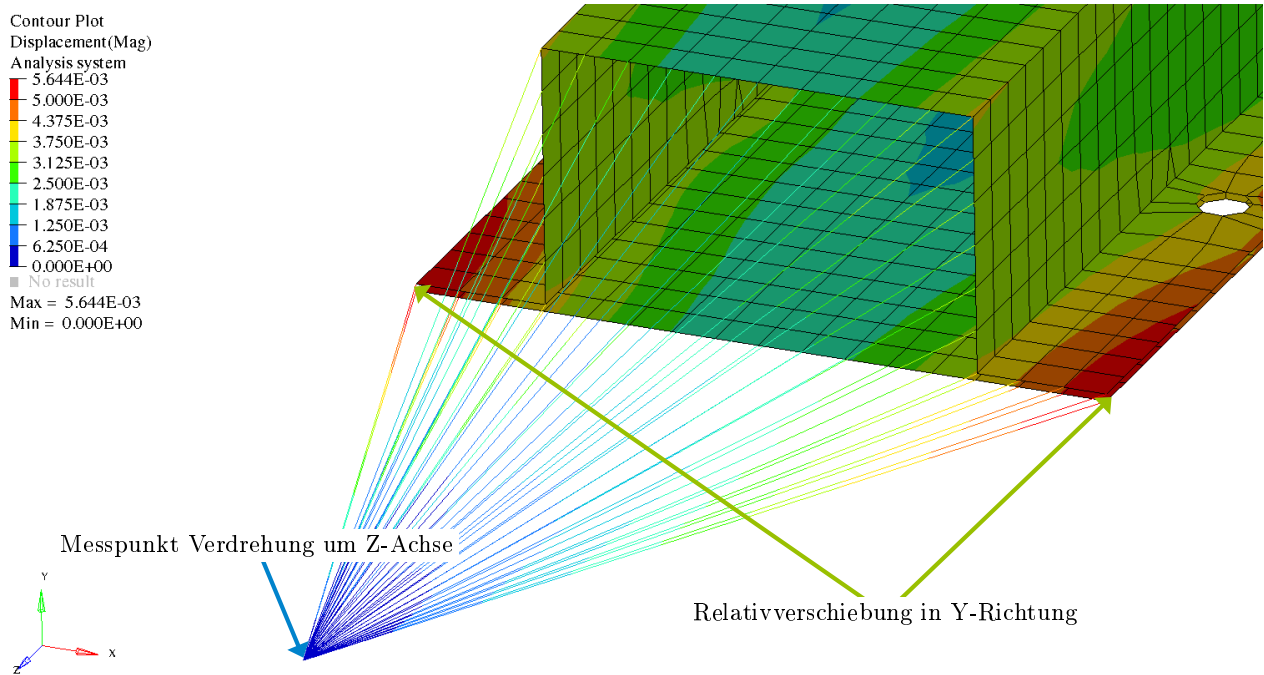


Abbildung 4.5.: Messpunkte und -verfahren für die Auswertung der Torsionssteifigkeit am Beispiel eines Hutprofils.

Die Bewertung einer Konfiguration erfolgt anhand der relativen Steifigkeit zum im Versuch gemessenen Wert und wird mit folgenden Größen durchgeführt:

Reihenmittelwert \bar{c}

Dient zur groben Bestimmung der relativen Steifigkeit

Differenz Maximal- zu Minimalwert $c_{\max} - c_{\min}$

Maximale Abweichung

Standardabweichung zum Mittelwert $s_c^2 = \sqrt{\sum_{i=1}^n (c_i - \bar{c})^2}$

Maß für die durchschnittlichen Unterschiede innerhalb einer untersuchten Methode

Standardabweichung zum Versuchswert $s_{c,\text{Versuch}}^2 = \sqrt{\sum_{i=1}^n (c_i - 100\%)^2}$

Stärke der durchschnittlichen Unterschiede zu den Versuchswerten

Die Standardabweichung zum Reihenmittelwert s_c^2 liefert eine prinzipielle Aussage darüber wie gut die Methode mit unterschiedlichen Blechdicken und Schweißpunktdurchmessern umgeht, während der Vergleich zum Versuchswert $s_{c,\text{Versuch}}^2$ systematische Abweichungen aufzeigt. Bei diesen systematischen Fehlern muss beachtet werden, dass die Einspannung bei den Berechnungen als ideal starr angenommen wurde. Im FAT-Bericht 179 [90] wurden bereits Torsionssteifigkeiten verglichen, wobei die numerischen Ergebnisse stets oberhalb der Versuchsergebnisse lagen. Dies wurde auf die Nachgiebigkeit der Versuchseinspannung zurückgeführt.

Für 2 Proben wurde zusätzlich die Steifigkeit einer Kompletternetzung der Probe mit Volumenelementen berechnet. Da in Abschnitt 4.1 gezeigt wurde, dass die maximalen Verformungen mit Schweißpunkt-Superelementen und direkter Anbindung nur um maximal 3 % abweichen, wird auch bei der Torsionssteifigkeit keine große Abweichung erwartet. Die Steifigkeit der dünnen Hutprofilprobe mit $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}$ beträgt $c = 133 \frac{\text{Nm}}{\text{mm}}$ beziehungsweise 89 % des Versuchswerts, die der dicken Probe mit $t_1 = t_2 = 2,5 \text{ mm}$ beträgt $c = 480 \frac{\text{Nm}}{\text{mm}}$ beziehungsweise 106 % des Versuchswerts. Die Abweichung zur Superelementmodellierung ist somit bei direkter Anbindung kleiner 6 % und dies bestätigt die Ergebnisse des vorigen Ka-

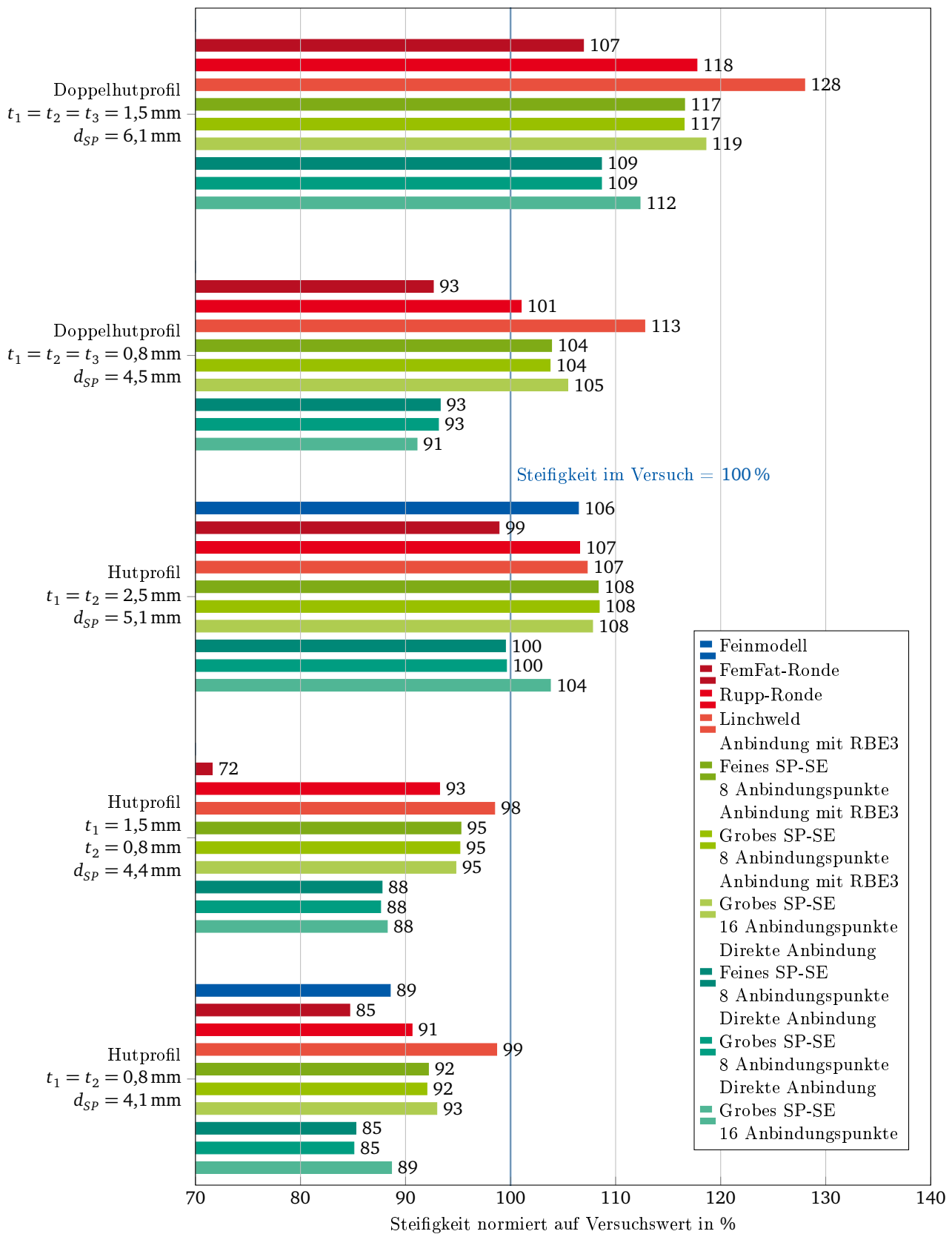


Abbildung 4.6.: Vergleich der Steifigkeit der verschiedenen Modellierungen unter Torsionsbelastung.

pitels. Dass größerer Blechdicke die FE-Modelle steifer im Vergleich zum Versuch werden, zeigte sich bereits im FAT-Bericht 179 und auch hier durch die starre Modellierung der Einspannung zu erklären.

Die gewonnenen Ergebnisse sind in Tabelle 4.3 und Abbildung 4.6 dargestellt. Zuerst sollen die konventionellen Methoden als Referenz ausgewertet werden. Die Rupp-Ronde zeigt einen Mittelwert von 102 % und ist damit im Mittel sehr nahe an dem Wert der Versuche. Allerdings ist die Standardabweichung mit 11 % sehr groß. Die FEMFAT-Modellierung hat eine zu geringe mittlere Steifigkeit von 91 % während die Linchweld-Methode zu steif ist mit 109 %. Zum Versuchswert zeigen beide eine erhöhte Abweichung von 17 % beziehungsweise 16 %. Bei allen Methoden zeigt sich eine Abhängigkeit von der Blechdicke und dem Schweißpunktdurchmesser. Bei steigenden Dicken beziehungsweise Durchmessern erhöht sich die Steifigkeit überproportional. Dreiblechverbindungen sind auch bei geringen Dicken bereits sehr steif abgebildet, insbesondere bei der Linchweld-Methode. Vergleich man bei dieser die relative Steifigkeit von der Hutprofilprobe mit $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}$ zur Doppelhutprofilprobe mit $t_1 = t_2 = t_3 = 0,8 \text{ mm}$, so steigt diese von 99 % auf 113 %. Würde man die Versuche mit 3 Blechen nicht betrachten, säne die Standardabweichung zum Versuchswert auf sehr gute 4 %. Mögliche Ursache für diesen Effekt ist die doppelte Berücksichtigung des Bleches am Schweißpunkt. Dessen Steifigkeit ist sowohl durch das verbindende Volumenelement als auch durch die Schalenelemente des Flansches vorhanden. In Abbildung 4.7c sieht man dies verdeutlicht durch die Überlappung des grau markierten Steifigkeitsbereiches der Schalenelemente und des braun markierten des Volumenelementes. Bei den Methoden mit Balken als Verbindung zwischen den Schalenelementen ist dieser Einfluss geringer, was sich durch den geringeren Überlappungsbereich erklären lässt. Dies sieht man schematisch in Abbildung 4.7a, der Balken ist dunkelblau, der Bereich dessen Steifigkeit simuliert wird hellblau markiert.

Die BMWeld-Varianten liegen von den Werten sehr nahe beieinander, was wiederum die Auswertungen aus Abschnitt 4.1 bestätigt. Die Standardabweichungen liegen sowohl zum Reihenmittelwert als auch zum Versuchswert bei 10 % bis 11 %. Bei der direkten Anbindung ist die Steifigkeit vom Mittelwert mit 95 % bis 97 % geringer als bei der indirekten Anbindung mit Mittelwerten von 103 % bis 104 %. Dies spiegelt den Effekt der Interpolationselemente wieder. Würde man zusätzlich zu den torsionsbelasteten Hutprofilen noch Proben mit Schälbeanspruchung des Schweißpunktes betrachten, wäre eine erhebliche Steigerung der Standardabweichung zu erwarten. Bei den direkten Anbindungen ist eine wesentlich geringere Abweichung der Steifigkeit durch die Dreiblechverbindung zu sehen. Im Vergleich zu den 13 % bei der Linchweld-Methode, beträgt die Steigerung bei den BMWeld-Varianten nur 2 % bis 8 %. Der Grund ist in Abbildung 4.7b aufgetragen: im Bereich des Schweißpunktes gibt es kein Schalennetz, sondern nur die Steifigkeit des Superelementes. Bei der indirekten Anbindung wird die Steifigkeit wieder doppelt im Modell abgebildet und die Steifigkeitssteigerung beträgt 12 %.

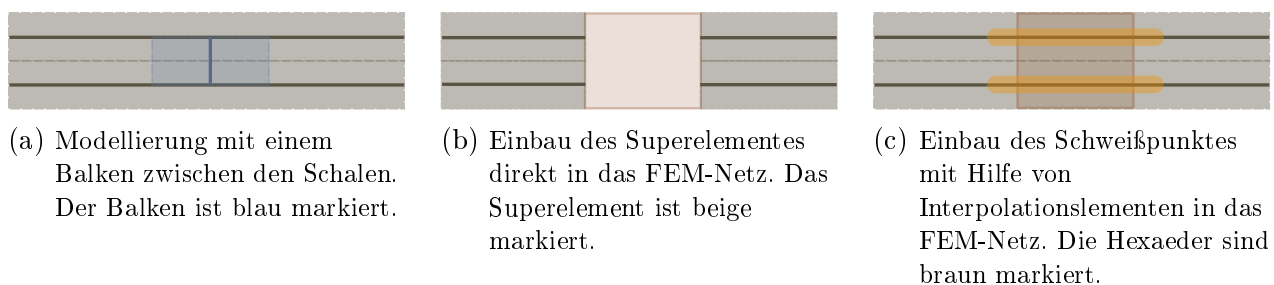


Abbildung 4.7.: Darstellung der Steifigkeiten im FEM-Modell. Durchgezogene Linien kennzeichnen die Grenzen der Elemente. Deren wirkliche Ausdehnung ist durch gestrichelte Linien und hellerer Farbe begrenzt. Der Einflussbereich der Interpolationselemente ist orange dargestellt.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass indirekte Methoden durch die überproportionale Versteifung bei Dreiblechverbindungen nicht empfehlenswert sind. Weitere mögliche Abweichungen durch Schälzugbelastungen konnten leider aufgrund fehlender Messwerte nicht verifiziert werden, sind aber zu

Tabelle 4.3.: Relative Steifigkeiten der betrachteten Modellierungsvarianten.

Feinheit des Superelementes	Fein	Grob	Fein	Grob	Grob	Grob					
Anbindungspunkte	8	8	8	8	16	16	Rupp-Ronde	FEMFAT	Linch weld	Feinmodell	
Anbindungsart	Indirekt	Indirekt	Direkt	Direkt	Indirekt	Direkt					
Hutprofil: $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,1 \text{ mm}$	92	92	85	85	93	89	91	85	99	89	
Hutprofil: $t_1 = 1,5 \text{ mm}, t_2 = 0,8 \text{ mm}$ $d_{\text{SP}} = 4,4 \text{ mm}$	95	95	88	88	95	88	93	72	98		
Hutprofil: $t_1 = t_2 = 2,5 \text{ mm}$ $d_{\text{SP}} = 5,1 \text{ mm}$	108	108	100	100	108	104	107	99	107	106	
Doppelhutprofil: $t_1 = t_2 = t_3 = 0,8 \text{ mm}$ $d_{\text{SP}} = 4,5 \text{ mm}$	104	104	93	93	105	91	101	93	113		
Doppelhutprofil: $t_1 = t_2 = t_3 = 1,5 \text{ mm}$ $d_{\text{SP}} = 6,1 \text{ mm}$	117	117	109	109	119	112	118	107	128		
rel. Steifigkeiten in %											
$\bar{c} = \frac{\sum_{i=1}^n \left(\frac{c_i}{c_{\text{Versuch}}} \right)}{n}$											
$s_{c, \text{Versuch}}^2 = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n ([c_i - \bar{c}]^2)}{n-1}}$											
$s_c^2 = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n ([c_i - \bar{c}]^2)}{n-1}}$											
$c_{\text{max}} - c_{\text{min}}$											
Punkte für $s_{c, \text{Versuch}}^2$	3	3	3	3	3	3	3	3	2	2	
Punkte für s_c^2	4	4	4	4	3	3	3	3	3	3	

erwarten. Alle direkten Methoden zeigen eine wesentlich geringere Abweichung bei den Dreiblechverbindungen.

Vergleicht man die erhaltenen Steifigkeiten zusätzlich zum Feinmodell, welches sehr fein mit Volumenelementen diskretisiert wurde, so zeigen sowohl die Rupp-Ronde als auch die direkten Modellierungen von BMWeld vergleichbare Werte. Die indirekten Methoden weisen bei geringer Blechstärke bereits eine überhöhte Steifigkeit auf. Die leicht geringere Steifigkeit bei den direkten Anbindungen der BMWeld-Modellierung konnte in einer kürzlich veröffentlichten Diplomarbeit [101] auf die Modellierung des Abkantradius zurückgeführt werden. Wenn dieser mit 4 Elementen über den Radius vernetzt wird, so konvergiert das BMWeld-Ergebnis gegen das Detailmodell.

4.3 Schwingfestigkeitsanalyse für Stahl-Schweißpunktverbindungen

Im folgenden sollen für die BMWeld-Varianten und die konventionellen Modellierungen Wöhlerlinien aus der in Abschnitt 3.2 zusammengestellten Datenbasis abgeleitet werden. Da die erhaltenen Spannungen von der Modellierung abhängig sind, soll als Vergleichskriterium die Streuspanne in Spannungsrichtung T_σ zwischen 10 und 90 % Überlebenswahrscheinlichkeit dienen. Für jede einzelne Modellierung wurde eine eigene Wöhlerlinienneigung abgeleitet. Dazu wurde die Versuchsbasis nach Probengeometrien und Belastungsverhältnissen unterteilt und jeweils eine eigene Wöhlerlinie berechnet. Die Neigung aller dieser Einzellinien wurde gewichtet nach Anzahl der Versuche gemittelt und für die Gesamtwöhlerlinie verwendet.

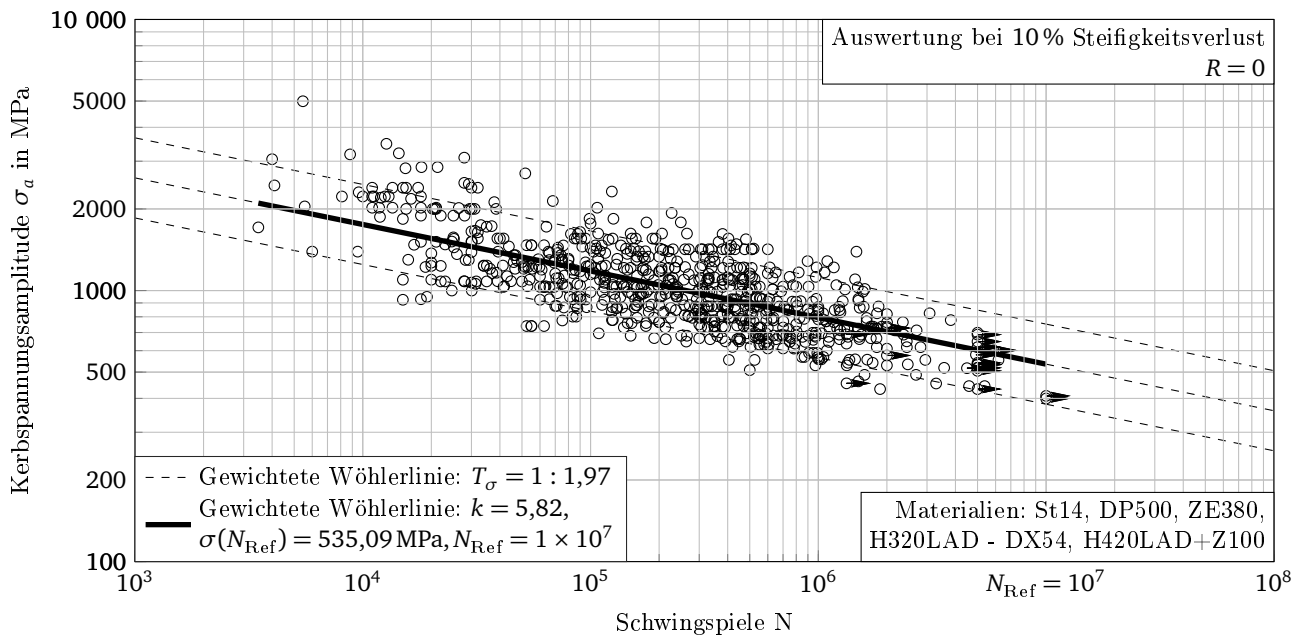


Abbildung 4.8.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

Insgesamt wurden 12 verschiedene Varianten der BMWeld-Modellierungen untersucht. Für beide Feinheiten des Netzes des Superelementes 8 Anbindungspunkte mit direkter und indirekter Anbindung an das Netz. Zusätzlich für den grob vernetzten Schweißpunkt die direkte und indirekte Anbindung mit 16 Anbindungspunkten. Diese insgesamt sechs Varianten werden jeweils mit zwei Spannungen ausgewertet:

- Betragsmäßig größte Hauptnormalspannung
- Von Mises-Vergleichsspannung mit dem Vorzeichen der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung

Eine Übersicht der Ergebnisse aller 12 Varianten ist in Tabelle 4.4 dargestellt. Alle berechneten Wöhlerdiagramme sind in Anhang F dargestellt.

Über alle Varianten wurde eine Wöhlerlinienneigung $5,8 \leq k \leq 5,9$ berechnet. In den Untersuchungen in der Literatur, bei welchen die Probe vollständig mit Volumenelementen vernetzt wurde, wurden Neigungen von $k = 6,3$ [114] für Hutprofile und $k = 5,6$ [124] für Rohrproben beschrieben. Bei beiden wurden ertragbare von Mises-Vergleichsspannungen von $\approx 714 \text{ MPa}$ bei einer Schwingspielzahl von $N = 2 \times 10^6$ berechnet. Betrachtet man die BMWeld-Berechnungen mit 8 Anbindungspunkten und direkter Anbindung, dann kann dieser Wert bestätigt werden. Bei der indirekten Anbindung liegen die ertragbaren Spannungen bis zu 10 % niedriger, was sich mit den Resultaten aus Abschnitt 4.1 erklären lässt. Dort liegen die Spannungen bei indirekter Anbindung und Schälzugbeanspruchung bis zu 24 % geringer. Da nur ein Teil der Versuche Schälzug aufweist liegen die geringeren Spannungen im Erwartungsbereich. Gleichzeitig steigen die Streuungen wie erwartet an, die Erhöhung beträgt bis zu 7 %.

Bei der Bewertung der Streuspanne zeigt sich ein Vorteil bei der Verwendung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Im Vergleich zur Auswertung der von Mises-Vergleichsspannung mit dem Vorzeichen der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung ist die Streuspanne bei direkter Anbindung und 8 Anbindungspunkten bis zu 7 % geringer, bei allen Varianten auf gleichem Niveau. Prinzipiell liegen die Streuspannen im erwarteten Bereich, denn für reine Lastfälle wurde für die Datenbasis eine maximale Streuspanne $T_\sigma = 1 : 1,76$ berechnet und geringer kann die Streuung der numerischen Methode nicht werden. Somit sind die erhaltenen Werte von $T_\sigma = 1 : \approx 2,0 - 1 : \approx 2,1$ sehr gut.

Abschließend soll die Güte der Lebensdauerbewertung in einem Lebensdauerdiagramm dargestellt werden. Dafür werden für jeden Versuch die errechnete Lebensdauer über der Lebensdauer im Versuch aufgetragen. Wenn beide Lebensdauern übereinstimmen, so liegt der jeweilige Versuchspunkt auf einer 45°-Linie vom Ursprung (für gleiche Skalierungen in x- und y-Richtung). Für eine Wöhlerlinie für $P_{\bar{U}} = 50\%$ Überlebenswahrscheinlichkeit, sollten sich die Punkte entlang dieser Linie anordnen. Alle berechneten Lebensdauern oberhalb dieser Linie sind nicht-konservativ, es wird also eine längere Lebensdauer berechnet als im Versuch aufgetreten ist. Logischerweise sind also Punkte unterhalb der Linie konservativ. Aufgrund der Ähnlichkeit zwischen den verschiedenen Anbindungen sind hier nur die Auswertungen mit Unterscheidung des Probenotyps für 8 Anbindungspunkte in Abbildung 4.9 sowie 16 Anbindungspunkte in Abbildung 4.10 dargestellt. Diese Diagramme sind für alle 12 Wöhlerlinien sowie differenziert nach Material und einzelnen Probenformen in Abschnitt F.2 enthalten.

Die Auswertung der Diagramme zeigt eine systematisch konservative Berechnung für die Schälzugproben sowie eine mit der Schwingspielzahl steigende nicht-konservative Berechnung der Scherzugproben. Beide sind aus H320LAD, DX54 oder einer Kombination der beiden Werkstoffe gefertigt und haben die gleichen Blechdicken. Andere Proben mit Schälzugbelastung wie zum Beispiel die (Doppel-)hutprofile unter Innendruck beziehungsweise Scherzugbelastung wie bei den H-Scherzugproben zeigen keine systematisch konservative Abschätzung. Daher kann diese Abweichung auf die Versuchsreihen an sich zurückgeführt werden. Dies deckt sich mit den Ergebnissen des FAT-Berichtes 239 [24], bei welchem sowohl eine steilere Wöhlerlinie als auch eine leicht erhöhte Belastbarkeit für diese Probenformen festgestellt wurde. Aufgrund der geringen Versuchsanzahl gehen die Versuchsreihen nur mit einer geringen Wichtung in die Gesamtwöhlerlinie ein und daher werden die Abweichungen entsprechend groß. Abgesehen von den Schälzug- und eingeschränkt den Scherzugproben zeigen sich keine systematischen Fehler in den Lebensdauerdiagrammen.

Für die Bewertung mithilfe der Rupp-Methode wurden die Balkenschnittkräfte und -momente ausgelesen und mit der Gleichung 2.65 in bewertbare Radialspannungen umgerechnet. Da die Abweichung der Methode bei Rohrproben bereits bekannt ist, wurden die Lebensdauerbewertungen mit und ohne dieser Untergruppe von Versuchen durchgeführt. Als Vergleichsgrundlage soll die Wöhlerlinie aus dem FAT-Bericht 179 [90] dienen:

$$\begin{aligned} N_{\text{Ref}} &= 2 \times 10^6 \\ R &= 0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} T_\sigma &= 1 : 1,39 \\ \sigma(N_{\text{Ref}}) &= 129,2 \text{ MPa} \end{aligned}$$

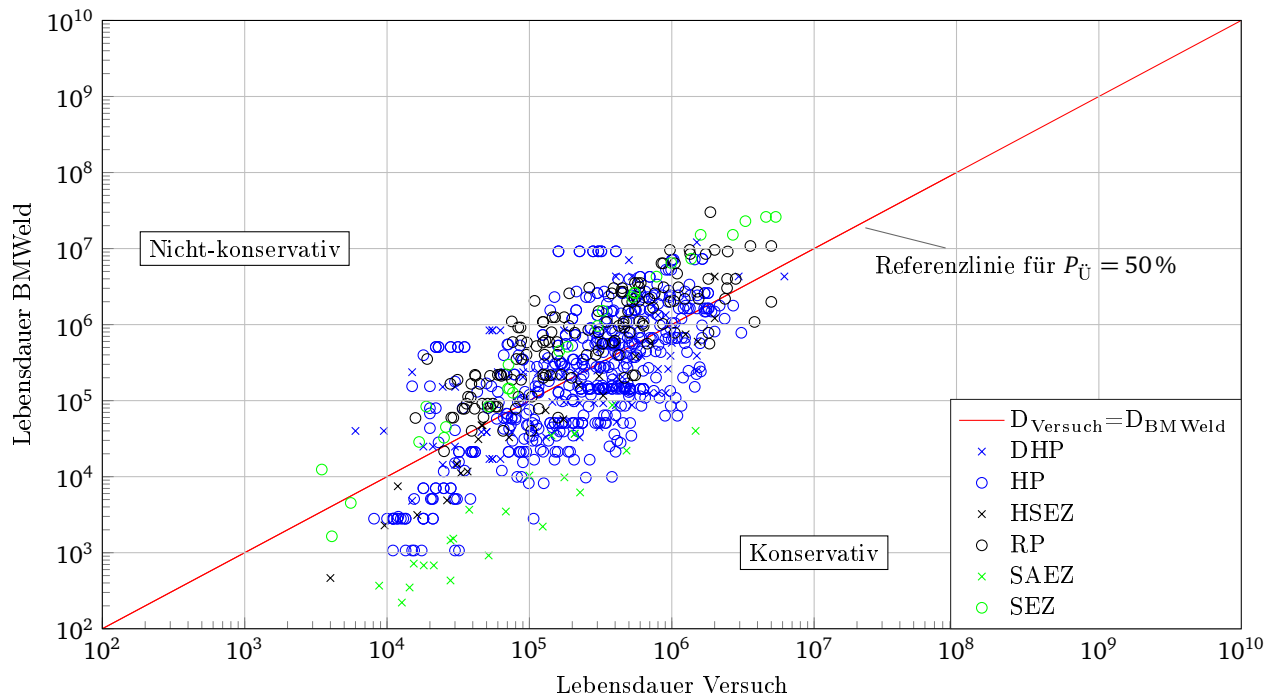


Abbildung 4.9.: Lebensdauerdiagramm für BMWeld mit 8 Anbindungspunkten, direkter Anbindung und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung unterteilt nach Probenform.

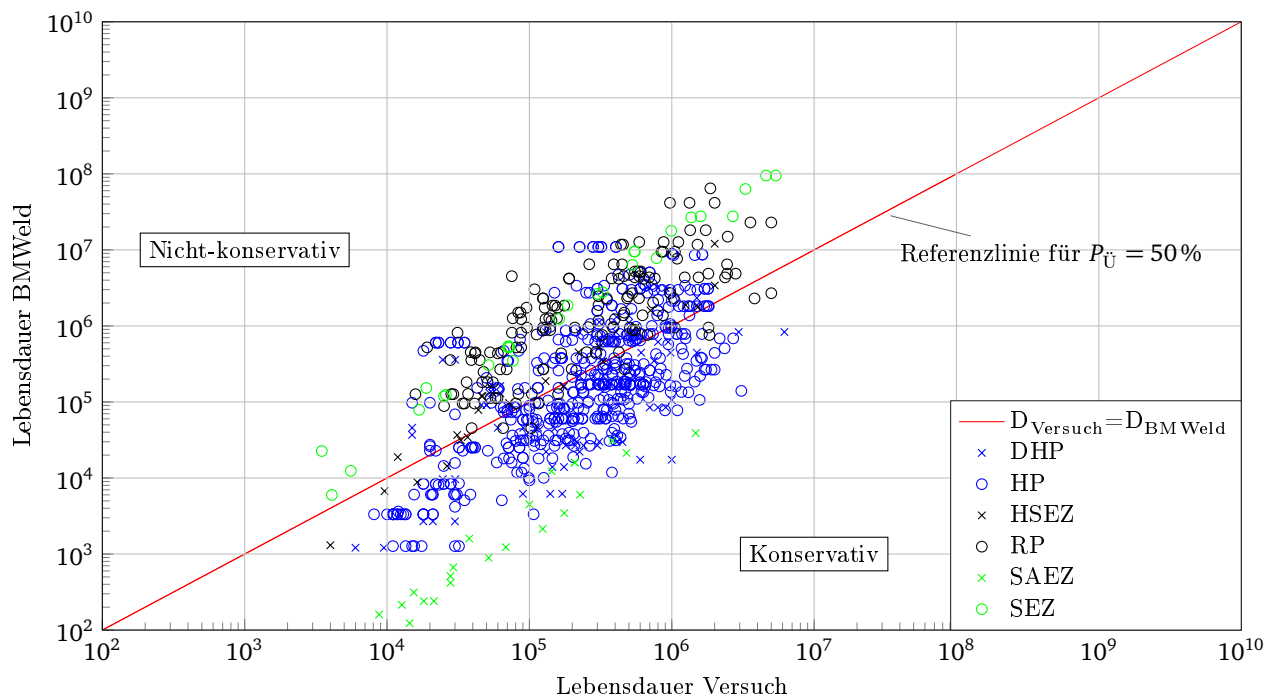


Abbildung 4.10.: Lebensdauerdiagramm für BMWeld mit 16 Anbindungspunkten, direkter Anbindung und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung unterteilt nach Probenform.

Tabelle 4.4.: Kennwerte der Wöhlerlinien - Berechnet für $R = 0$.

Anbindungs- punkte	typ	Modellierung Superelement	Auswertekriterium	k	T_σ	σ_K	Punkte
8	Direkt	Fein	Betragsmäßig größte	5,9	1,98	563	5
8		Grob	Hauptnormalspannung	5,8	1,97	535	5
16				5,9	1,97	561	5
8	Indirekt	Fein		5,9	2,13	573	4
8		Grob		5,9	2,11	542	4
16				5,8	2,06	517	4
8	Direkt	Fein	vorzeichenbehaftete von	5,8	2,09	537	4
8		Grob	Mises Vergleichsspannung	5,8	2,13	531	4
16				5,9	1,97	496	5
8	Indirekt	Fein		5,9	2,13	510	4
8		Grob		5,9	2,11	484	4
16				5,8	2,06	461	4
16	FEMFAT	gemittelt über alle Wöhlerlinien		4,5 - 6,5	1,94	divers	
16	FEMFAT	worst case	60 Grad	5,5	2,41	161	3
16	Rupp		ohne Rohrproben	6,0	2,53	97	3
16	Rupp		mit Rohrproben	6,0	3,04	109	1

Eine Auswertung im Lebensdauerdiagramm für die Nachrechnung der Rupp-Methode mit obigen Daten der Wöhlerlinie ergeben sich große Abweichungen zu den Versuchsergebnissen, siehe Abbildung 4.11 und Abbildung 4.12. Deutliche Abweichungen zeigen sich wie erwartet für die Rohrproben, welche extrem konservativ bewertet werden. Kleinere Abweichungen analog der bei der BMWeld-Modellierung zeigen sich für Scher- beziehungsweise Schälzugproben, welche leicht nicht-konservativ beziehungsweise konservativ bewertet werden. Die bisher häufig ausgewerteten Hutprofilproben liegen annähernd gleich verteilt um die $D_{\text{Versuch}} = D_{\text{Rupp}}$ -Linie. Alle Auswertungen finden sich in Anhang C, Abbildung 4.11 ist dort erneut abgebildet.

Für die Berechnung einer neuen Wöhlerkurve für die Rupp-Methode werden bei gleicher Neigung $k = 6$ und Auswerteschwingspielzahl $N_{\text{Ref}} = 2 \times 10^6$ die folgenden Kennwerte errechnet:

Mit Rohrproben:	$\sigma(N_{\text{Ref}}) = 143,1 \text{ MPa}$	$T_\sigma = 1 : 3,04$
Ohne Rohrproben:	$\sigma(N_{\text{Ref}}) = 127,4 \text{ MPa}$	$T_\sigma = 1 : 2,53$

Wie zu erwarten war, sinkt die Streuung T_σ ohne die Rohrproben stark von $1 : 3,04$ auf $1 : 2,53$, also um fast 20 %. Ohne die Rohrproben wird bis auf eine minimale Abweichung von 2,2 MPa die Spannung bei der Referenzschwingspielzahl $N_{\text{Ref}} = 2 \times 10^6$ aus der Literatur reproduziert. Die Diagramme im Vergleich finden sich in Abbildung 4.13.

Bei der Modellierung nach FEMFAT wurde für die Berechnung der Spannungen FEMFAT selbst herangezogen. Für die diversen Lastfälle wurde automatisiert eine Berechnung gestartet und aus der ASCII-Ausgabedatei die verwendeten Mittel- und Amplitudenspannungen sowie der errechnete Belastungswinkel ausgelesen. Aus letzterer kann die verwendete Wöhlerlinie für die Lebensdauerberechnung abgeleitet werden. Die Neuauswertung nach der FEMFAT-Methode für die Lebensdauerbewertung erfordert einen weiteren Zwischenschritt. Da je nach Lastrichtung in 15° -Schritten eine andere Wöhlerlinie herangezogen wird, muss auch die Auswertung und die Berechnung der Wöhlerlinien nach Winkeln getrennt erfolgen. Siehe dazu auch Abbildung 4.14, welche den kompletten Auswerteprozess zeigt.

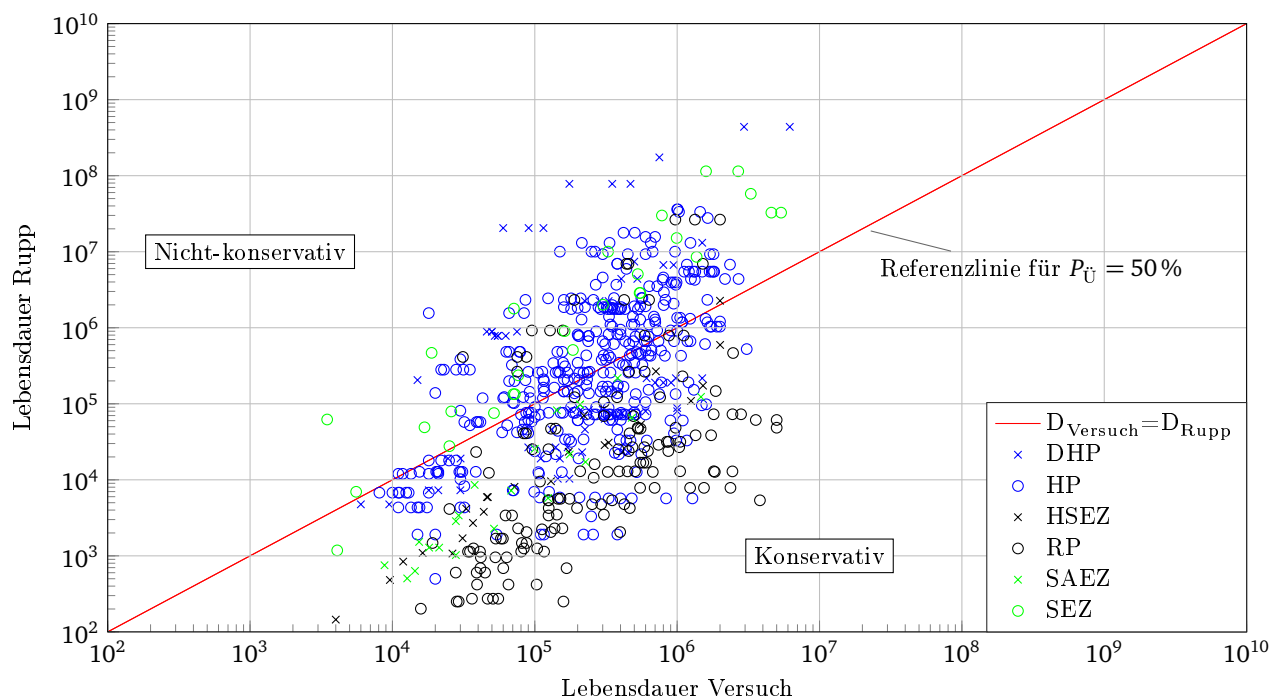


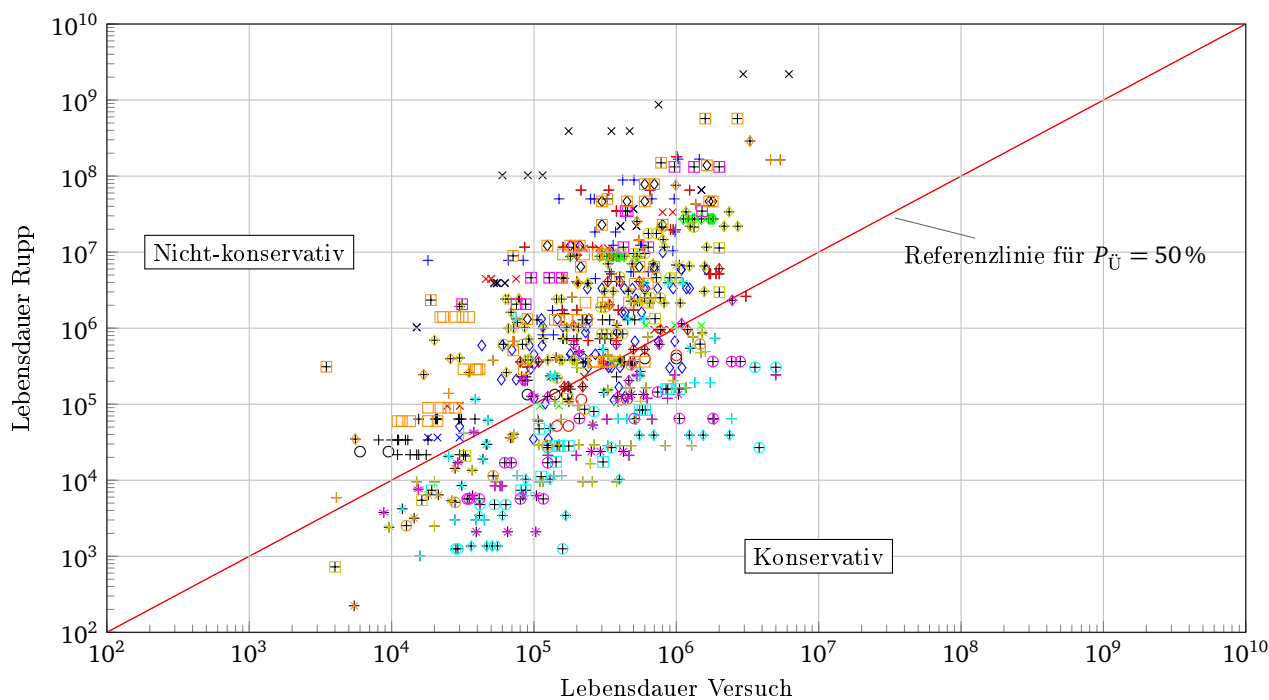
Abbildung 4.11.: Lebensdauerdiagramm für die Berechnung nach Rupp unterteilt nach Probenform.

Zuerst wurden die FE-Modelle mit der FEMFAT-Modellierung und den Einheitslastfällen erstellt und in NASTRAN berechnet. Ein selbstgeschriebenes Matlab-Tool verwendet die Ergebnisse dieser Berechnungen sowie die aufbereiteten Wöhlerdaten um für jede Lastfallkombination, bestehend aus Höhe der Last sowie gegebenenfalls bestehender Überlagerung der Lastfälle, eine separate FEMFAT-Steuerungsdatei zu erzeugen. Diese werden anschließend gesammelt in FEMFAT berechnet, wobei bei jeder Berechnung eine Ergebnisdatei im ASCII-Format herausgeschrieben wird, in der für jeden Schweißpunkt die kritische Spannung, die Lastrichtung sowie die Schädigung mit der originalen FEMFAT-Wöhlerlinie und Haigh-Diagramm notiert sind.

Auf die Ergebnisse der Berechnungen greift ein weiteres Matlab-Tool zu, um Auswertungen zu erzeugen. Die erste Stufe der Auswertung sind Lebensdauerdiagramme analog zu denen der anderen Methoden. Diese zeigen die berechnete Lebensdauer in FEMFAT aufgetragen über der Lebensdauer im Versuch und sind somit unabhängig von der genutzten Wöhlerlinie. Damit können alle Versuche in einem Diagramm dargestellt werden.

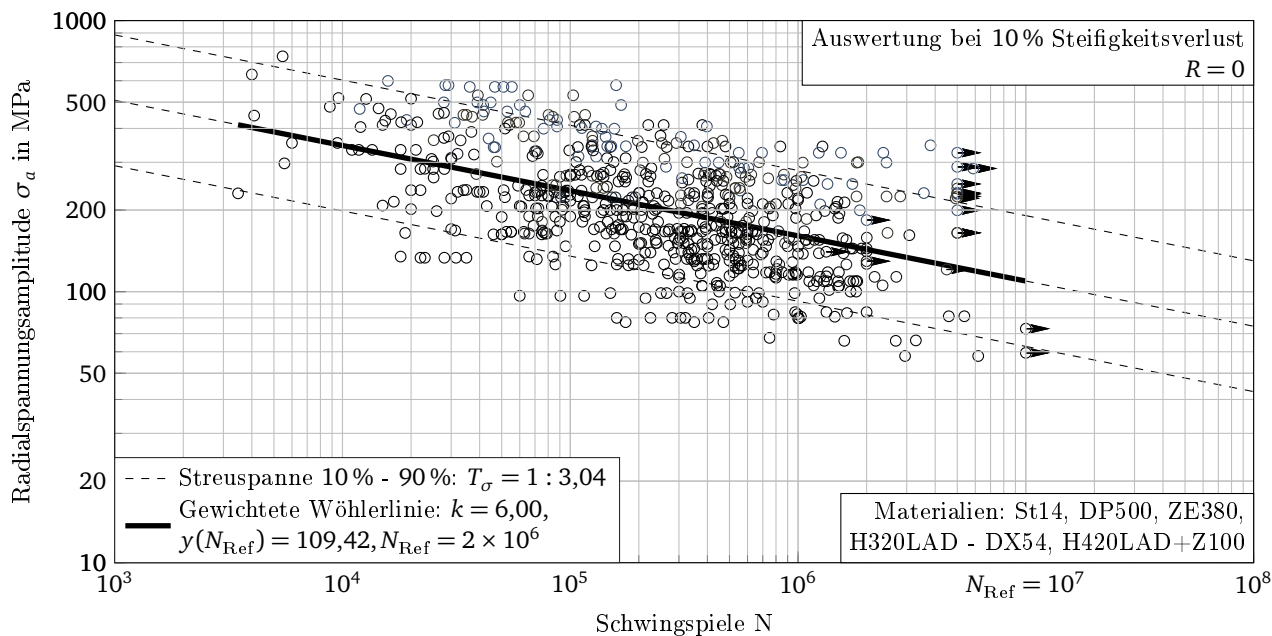
Abbildung 4.15 zeigt die komplette Auswertung ohne jegliche Differenzierung der Proben. Die deutliche Mehrzahl an Versuchspunkten liegt oberhalb der Vergleichslinie. Dies bedeutet, dass FEMFAT überwiegend nicht-konservative Ergebnisse erzeugt, insbesondere für niedrige Lastamplituden, welche sich in langen Versuchslaufzeiten äußern. Bei Differenzierung nach Probentypen und geometrischen Größen zeigt sich, dass dieser Effekt vor allem Hutprofile mit $t_1 = t_2 = 2,5\text{mm}$ und $d_{SP} = 5,1\text{mm}$ auftritt. Die weitere Auswertung zeigt, dass diese Abweichung nur für diese spezifische Dicken- und Durchmesserkombination so eindeutig ist. Die Hutprofile mit geringeren Dicken liegen erheblich näher an der Ideallinie. Eine weitere systematische Abweichung liegt bei den Scherzugproben vor, welche komplett auf der nicht-konservativen Seite liegen, siehe Abbildung 4.16. Das gleiche gilt für alle Proben, die in FEMFAT mit der 0°- oder der 15°-Wöhlerlinie bewertet wurden. Alle Einzelauswertungen sind in Abschnitt B.1 angefügt, Abbildung 4.15 sowie Abbildung 4.16 finden sich dort erneut.

In einer zweiten Stufe der Auswertung werden die sieben FEMFAT-Wöhlerlinien mithilfe der in Abschnitt 2.1.2 beschriebenen Maximum Likelihood-Methode neu berechnet. Diese Berechnung wurde in vier Varianten durchgeführt, siehe Tabelle 4.5. Mit Hilfe der ersten Berechnung kann abgelesen werden, wie gut die bei FEMFAT mitgelieferten Wöhlerlinien zu der in der Dissertation verwendeten Datenbasis

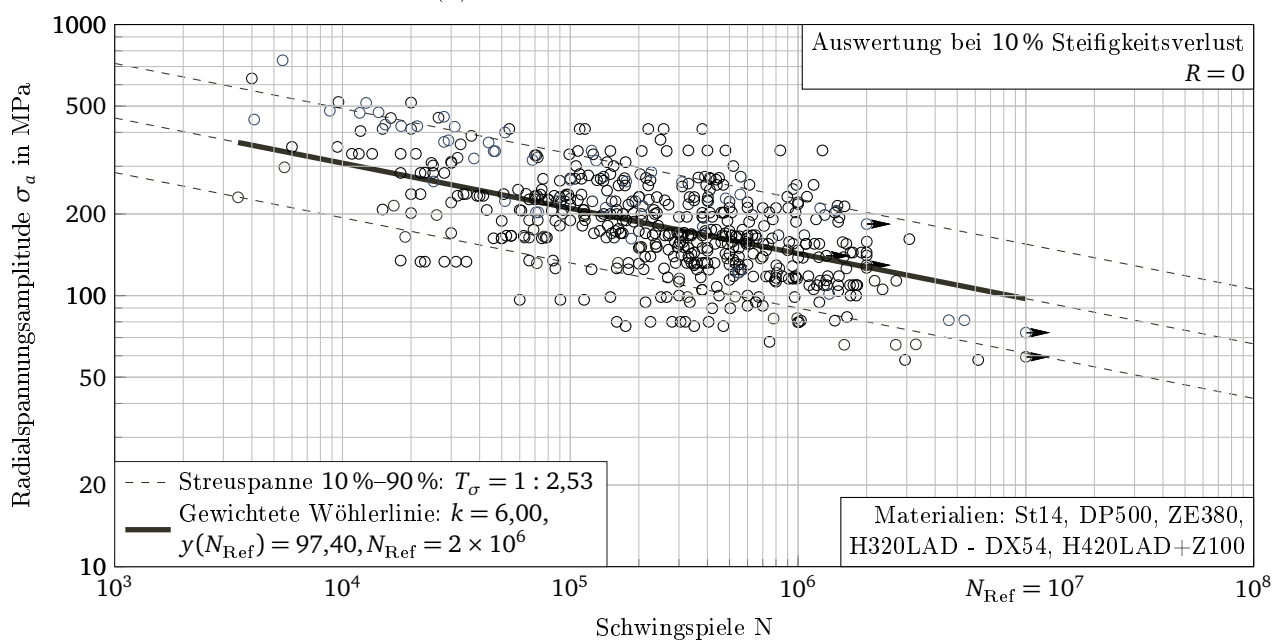


—	$D_{\text{Versuch}} = D_{\text{Rupp}}$	×	DHP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,5 \text{ mm}$ P
×	DHP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,5 \text{ mm}$ TE	○	DHP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,5 \text{ mm}$ Z
×	DHP $t_1 = t_2 = 1,5 \text{ mm}, d = 6,1 \text{ mm}$ P	×	DHP $t_1 = t_2 = 1,5 \text{ mm}, d = 6,1 \text{ mm}$ TE
○	DHP $t_1 = t_2 = 1,5 \text{ mm}, d = 6,1 \text{ mm}$ Z	+	HP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 3,5 \text{ mm}$
◇	HP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,0 \text{ mm}$	+	HP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,1 \text{ mm}$ DP500
◇	HP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,1 \text{ mm}$ St14 LBF	◇	HP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,7 \text{ mm}$
+	HP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 5,0 \text{ mm}$	◇	HP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, d = 4,0 \text{ mm}$
×	HP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, d = 4,1 \text{ mm}$	○	HP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, d = 5,0 \text{ mm}$
+	HP $t_1 = 1,5 \text{ mm}, t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,4 \text{ mm}$	◇	HP $t_1 = t_2 = 2,5 \text{ mm}, d = 5,1 \text{ mm}$
□	HSEZ $t_1 = 1,0 \text{ mm}, t_2 = 1,0 \text{ mm}, d = 5,0 \text{ mm}$	*	HSEZ $t_1 = t_2 = 1,5 \text{ mm}, d = 6,0 \text{ mm}$
×	HSEZ $t_1 = 2,0 \text{ mm}, t_2 = 2,0 \text{ mm}, d = 7,0 \text{ mm}$	○	RP $t_1 = 1,0 \text{ mm}, t_2 = 1,6 \text{ mm}, 0^\circ$
+	RP $t_1 = 1,0 \text{ mm}, t_2 = 1,6 \text{ mm}, 30^\circ$	◇	RP $t_1 = 1,0 \text{ mm}, t_2 = 1,6 \text{ mm}, 45^\circ$
□	RP $t_1 = 1,0 \text{ mm}, t_2 = 1,6 \text{ mm}, 60^\circ$	*	RP $t_1 = 1,0 \text{ mm}, t_2 = 1,6 \text{ mm}, 90^\circ$
×	RP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, 0^\circ$	○	RP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, 30^\circ$
+	RP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, 45^\circ$	◇	RP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, 60^\circ$
□	RP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, 90^\circ$	*	SAEZ H320-H320
×	SAEZ DX54-H320	○	SAEZ DX54-DX54
+	SEZ H320-H320	◇	SEZ DX54-H320
□	SEZ DX54-DX54		

Abbildung 4.12.: Lebensdauerdiagramm für die Berechnung nach Rupp unterteilt nach Probenotypen, geometrischen Parametern und Belastungen.



(a) Mit Daten der Rohrprobenversuche.



(b) Ohne Daten der Rohrprobenversuche.

Abbildung 4.13.: Wöhlerkurven berechnet für Rupp-Methode.

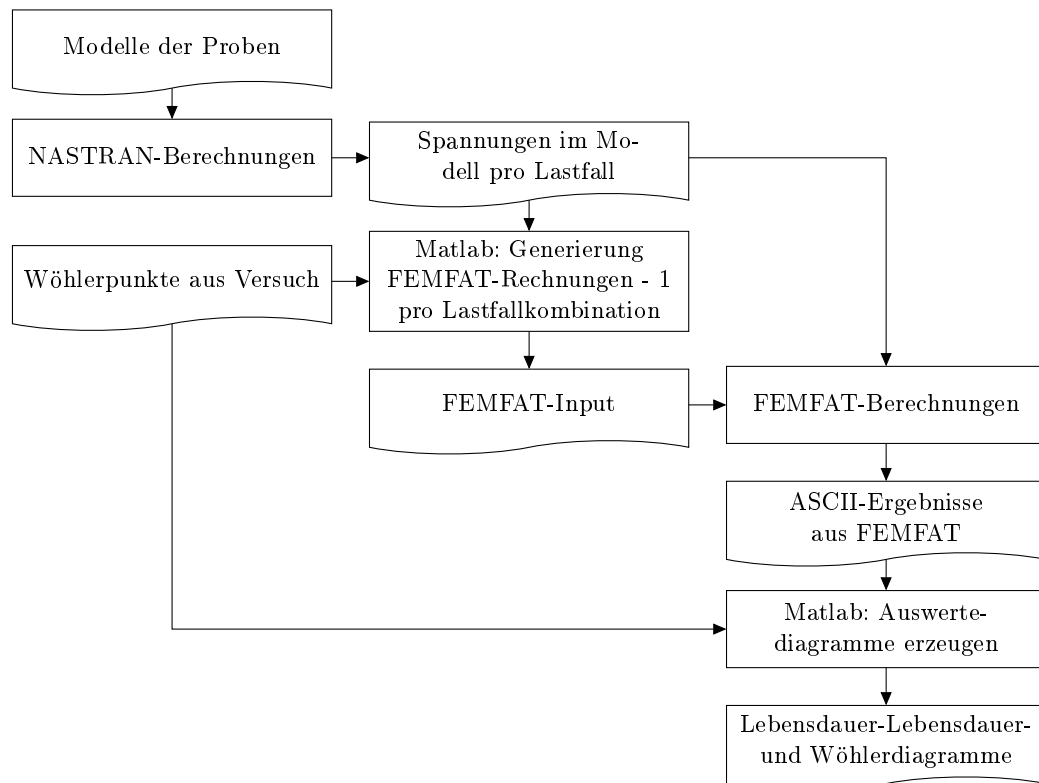


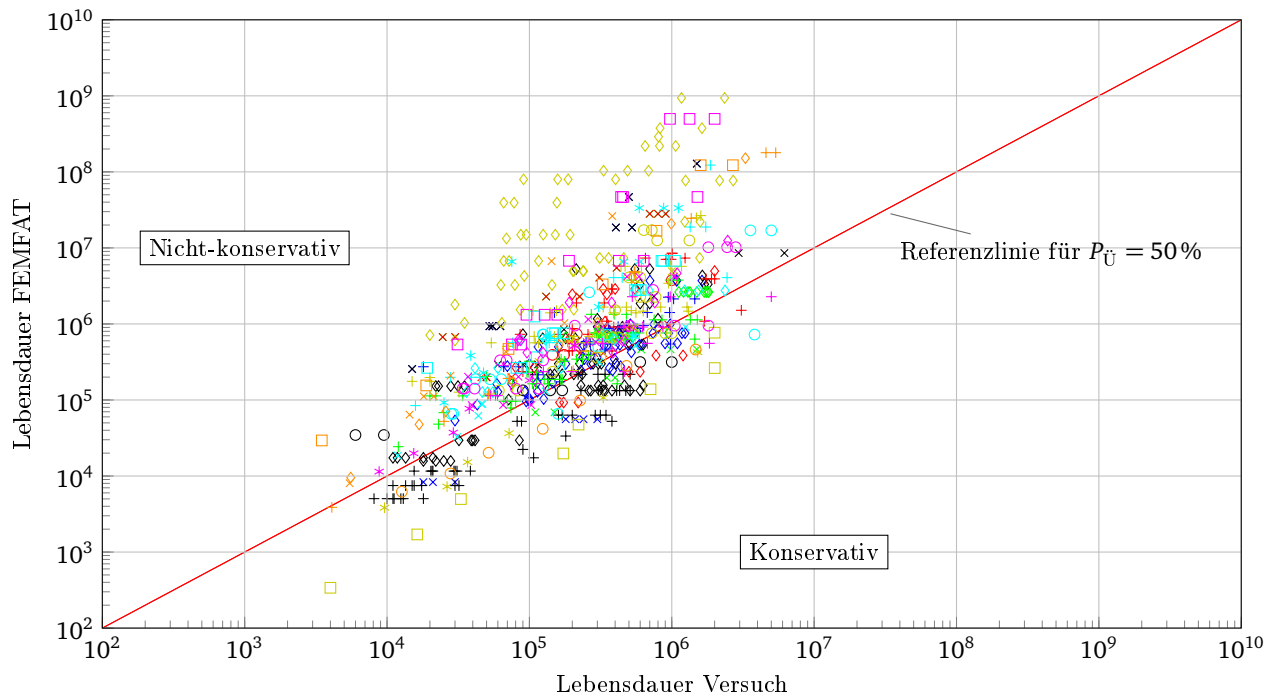
Abbildung 4.14.: Prozess zur Nachrechnung mit FEMFAT.

passen. Anschließend werden neue Wöhlerlinien abgeleitet, welche die Vergleichsgrundlage für den späteren Vergleich der verschiedenen Modellierungen sind. Die Ergebnisse der Wöhlerlinienauswertungen sind in Tabelle 4.6 zusammengefasst, alle Diagramme finden sich in Abschnitt B.2.

Tabelle 4.5.: Wöhlerlinienberechnungen mit freien Parametern für die FEMFAT-Nachrechnung.

	Wöhlerlinienneigung k	Spannung am knickpunkt σ_K	Ab- Streuspanne T_σ
Parameter der FEMFAT-Wöhlerlinie	FEMFAT	FEMFAT	frei
Parallelverschiebung der FEMFAT-Wöhlerlinie	FEMFAT	frei	frei
Freie Approximation	frei	frei	frei
Händische Approximation	fest gewählt	frei	frei

Bei der Berechnung mit den mitgelieferten Wöhlerlinien sieht man erneut die zu hohen ertragbaren Spannungen. Bis auf wenige Ausnahmen liegen alle Datenpunkte unterhalb der Wöhlerlinien. Berechnet man den mit der Versuchsanzahl gewichteten Durchschnitt über die 7 Wöhlerlinien von FEMFAT, so ergibt sich eine Streuspanne von $\overline{T_\sigma} = 1 : 2,24$. Die größten Streuspannen treten bei den Wöhlerlinien zwischen 0° und 30° sowie bei 60° (siehe Abbildung 4.18) auf. Vor allem bei 45° (siehe Abbildung 4.17) und 90° , den Winkeln mit den größten Versuchszahlen, ist die Streuspanne aber unterhalb des oder gleich dem Durchschnitt. Alle Diagramme der Nachrechnungen sind in Abschnitt B.2 gezeigt. Die gewichtete Durchschnittsstreuspanne $\overline{T_\sigma}$ darf dabei nicht als Absolutwert angesehen werden, sondern nur als Annäherung zum Vergleich mit den anderen Methoden. Im Einzelfall würde die maximale Streuung zum Tragen kommen und diese wäre mit $T_\sigma = 1 : 3,13$ größer als zum Beispiel bei der Rupp-Methode.



— $D_{\text{Versuch}} = D_{\text{FEMFAT}}$	× DHP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,5 \text{ mm}$ P
× DHP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,5 \text{ mm}$ TE	○ DHP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,5 \text{ mm}$ Z
× DHP $t_1 = t_2 = 1,5 \text{ mm}, d = 6,1 \text{ mm}$ P	× DHP $t_1 = t_2 = 1,5 \text{ mm}, d = 6,1 \text{ mm}$ TE
○ DHP $t_1 = t_2 = 1,5 \text{ mm}, d = 6,1 \text{ mm}$ Z	+ HP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 3,5 \text{ mm}$
◇ HP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,0 \text{ mm}$	+ HP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,1 \text{ mm}$ DP500
◇ HP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,1 \text{ mm}$	+ HP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,35 \text{ mm}$ ZE380
◇ HP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,7 \text{ mm}$	+ HP $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 5,0 \text{ mm}$
◇ HP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, d = 4,0 \text{ mm}$	× HP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, d = 4,1 \text{ mm}$
◇ HP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, d = 5,0 \text{ mm}$	+ HP $t_1 = 1,5 \text{ mm}, t_2 = 0,8 \text{ mm}, d = 4,4 \text{ mm}$
◇ HP $t_1 = t_2 = 2,5 \text{ mm}, d = 5,1 \text{ mm}$	□ HSEZ $t_1 = t_2 = 1,0 \text{ mm}, d = 5,0 \text{ mm}$
* HSEZ $t_1 = t_2 = 1,5 \text{ mm}, d = 6,0 \text{ mm}$	× HSEZ $t_1 = t_2 = 2,0 \text{ mm}, d = 7,0 \text{ mm}$
○ RP $t_1 = 1,0 \text{ mm}, t_2 = 1,6 \text{ mm}, 0^\circ$	+ RP $t_1 = 1,0 \text{ mm}, t_2 = 1,6 \text{ mm}, 30^\circ$
◇ RP $t_1 = 1,0 \text{ mm}, t_2 = 1,6 \text{ mm}, 45^\circ$	□ RP $t_1 = 1,0 \text{ mm}, t_2 = 1,6 \text{ mm}, 60^\circ$
* RP $t_1 = 1,0 \text{ mm}, t_2 = 1,6 \text{ mm}, 90^\circ$	× RP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, 0^\circ$
◇ RP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, 30^\circ$	+ RP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, 45^\circ$
◇ RP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, 60^\circ$	□ RP $t_1 = t_2 = 1,2 \text{ mm}, 90^\circ$
* SAEZ H320-H320	× SAEZ DX54-H320
○ SAEZ DX54-DX54	+ SEZ H320-H320
◇ SEZ DX54-H320	□ SEZ DX54-DX54

Abbildung 4.15.: Lebensdauer-Lebensdauer-Diagramme für die FEMFAT-Nachrechnung unterteilt nach Probestypen, geometrischen Parametern und Belastungen.

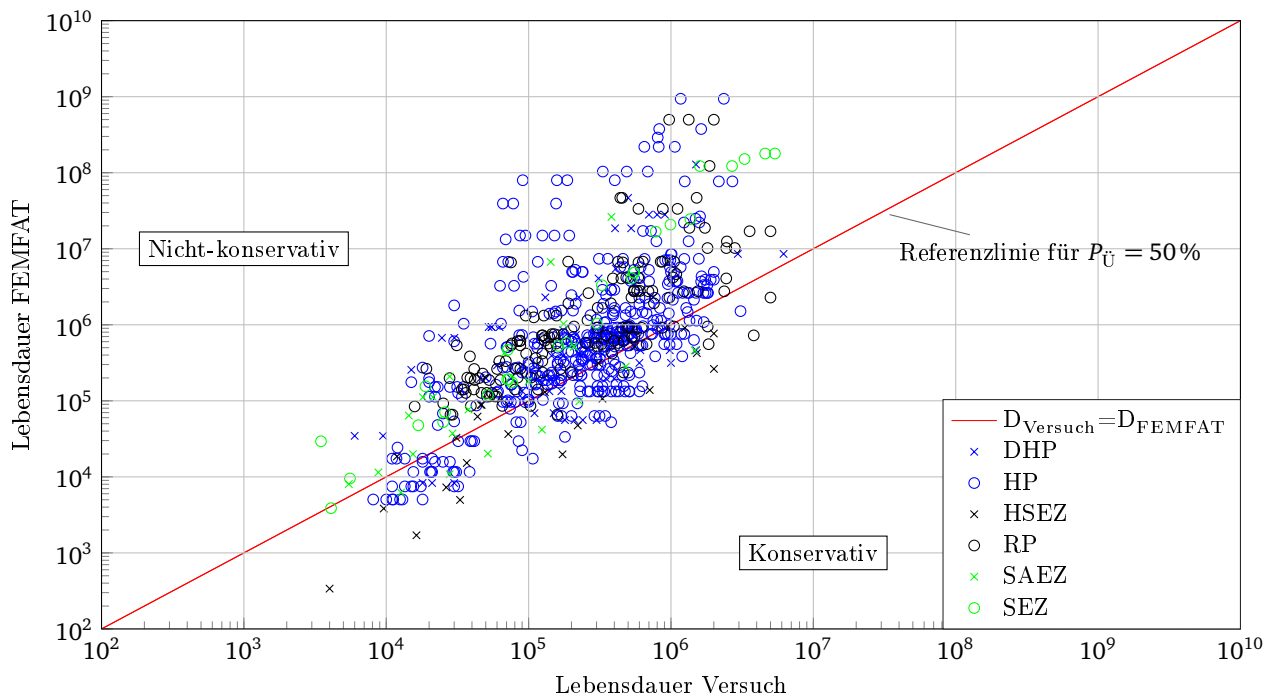


Abbildung 4.16.: Lebensdauer-Lebensdauer-Diagramme für die FEMFAT-Nachrechnung unterteilt nach Probentyp. Die Scherzugproben liegen alle oberhalb der Linie mit $D_{\text{Versuch}} = D_{\text{FEMFAT}}$.

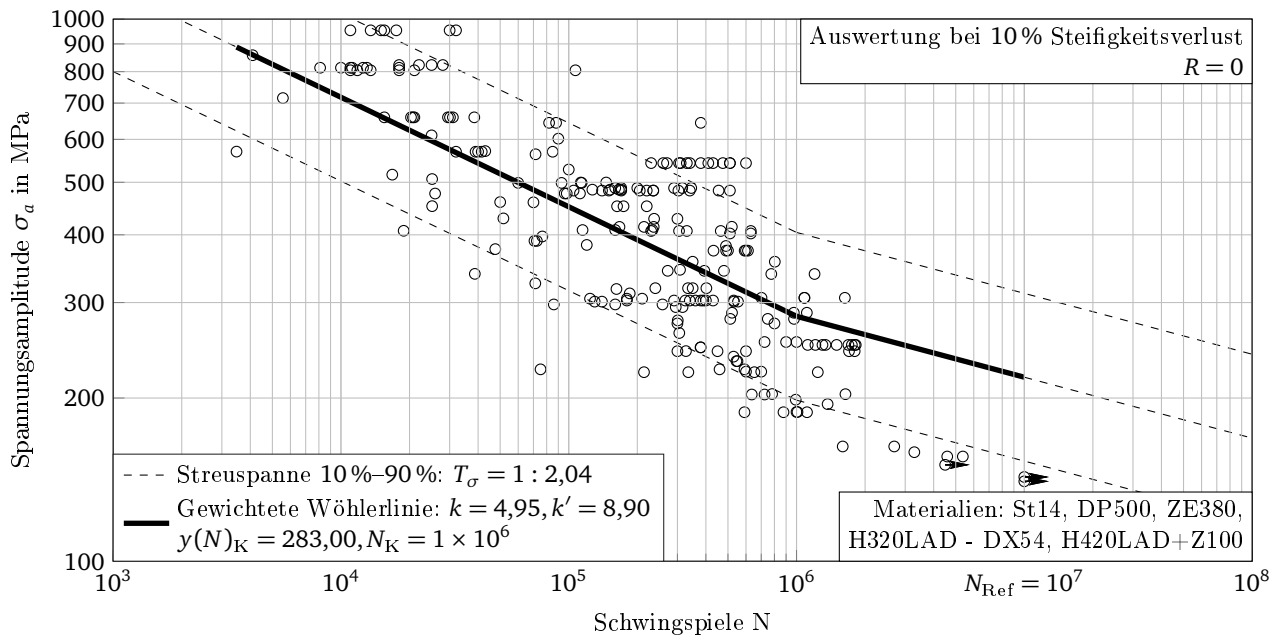


Abbildung 4.17.: Ergebnisse der Wöhlerlinienberechnung bei Übernahme der FEMFAT-Wöhlerlinie für 45° .

Tabelle 4.6.: Ergebnisse der Wöhlerlinienberechnung für FEMFAT.

	Anzahl Versuche n	Winkel [°]	k	T_σ	σ_K [MPa]
Original-FEMFAT- Wöhlerlinienparameter	36	0	5,8	2,50	319
	12	15	5,5	3,35	307
	23	30	5,1	2,67	295
	234	45	5,0	2,04	283
	84	60	4,8	2,64	271
	26	75	4,8	1,51	259
	324	90	4,7	2,25	247
Gewichteter Mittelwert der Streuspanne $\overline{T_\sigma}$:				2,24	
Parallelverschiebung FEMFAT-Wöhlerlinie	36	0	5,8	1,46	234
	12	15	5,5	2,03	214
	23	30	5,1	2,17	236
	234	45	5,0	2,04	286
	84	60	4,8	2,43	235
	26	75	4,8	1,50	263
	324	90	4,7	1,85	204
Gewichteter Mittelwert der Streuspanne $\overline{T_\sigma}$:				1,96	
Freie Approximation	36	0	5,4	1,46	230
	12	15	5,5	2,02	214
	23	30	5,1	2,17	236
	234	45	4,4	2,01	274
	84	60	8,9	2,53	274
	26	75	7,9	1,22	300
	324	90	4,7	1,85	204
Gewichteter Mittelwert der Streuspanne $\overline{T_\sigma}$:				1,95	
Eigene Abschätzung	36	0	5,5	1,46	152
	12	15	5,5	2,02	141
	23	30	5,5	2,18	158
	234	45	4,5	2,01	166
	84	60	5,5	2,41	161
	26	75	6,5	1,27	202
	324	90	4,7	1,85	125
Gewichteter Mittelwert der Streuspanne $\overline{T_\sigma}$:				1,94	

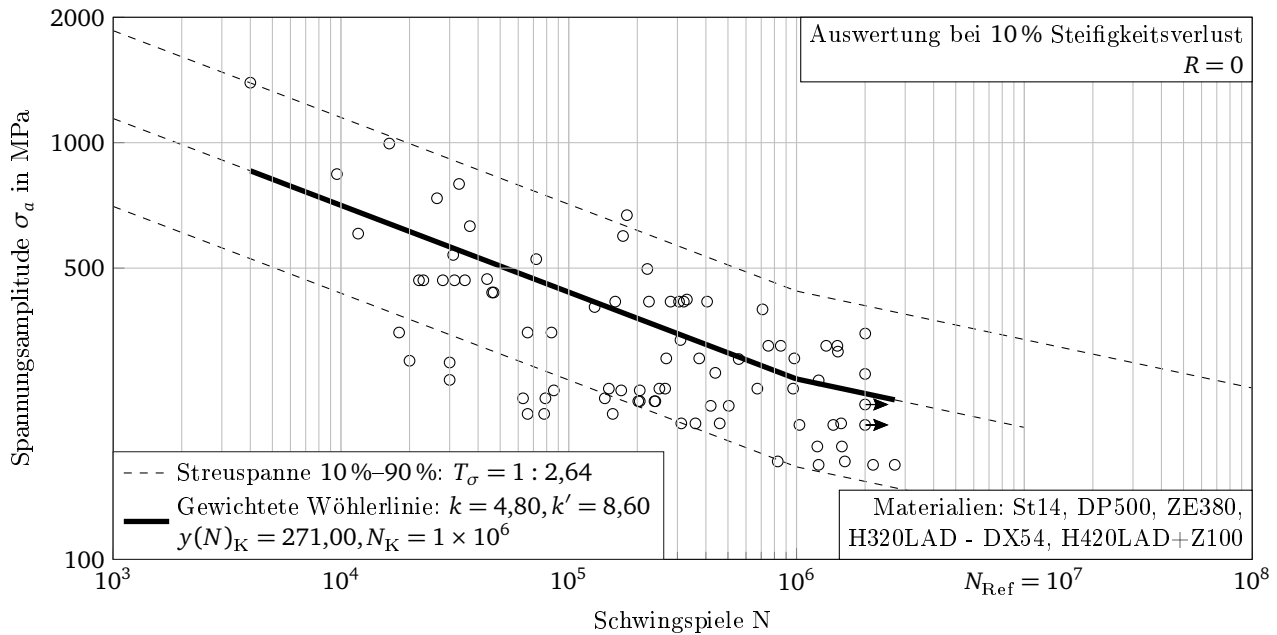
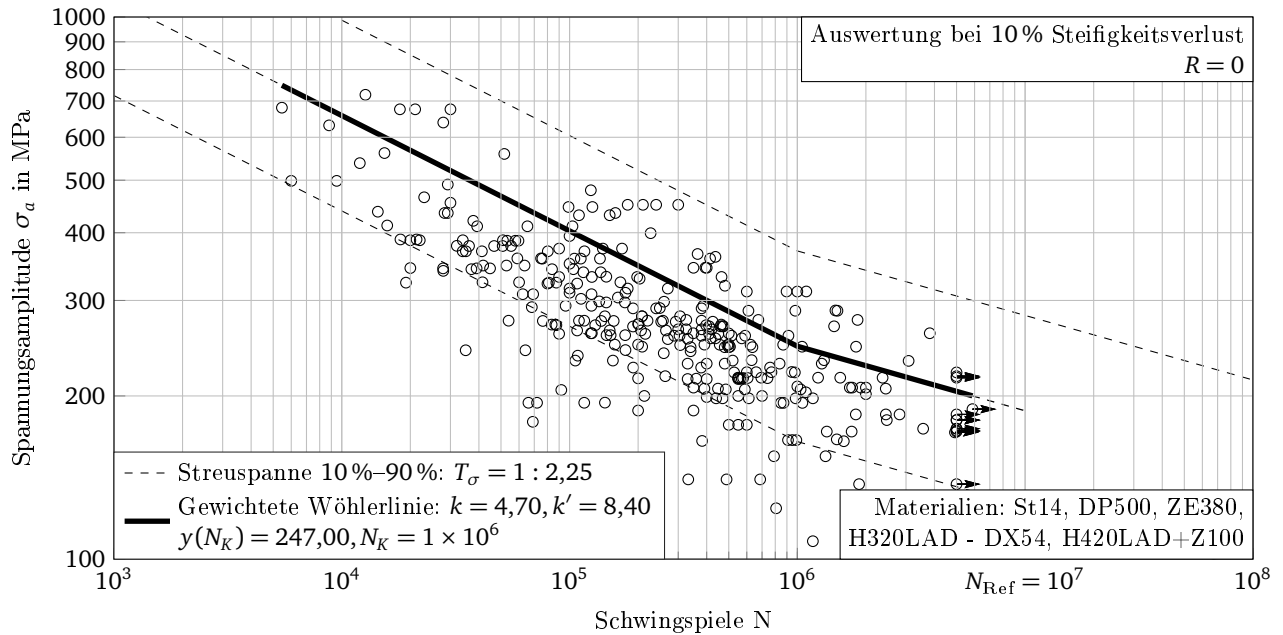


Abbildung 4.18.: Ergebnisse der Wöhlerlinienberechnung bei Übernahme der FEMFAT-Wöhlerlinie für 60° .

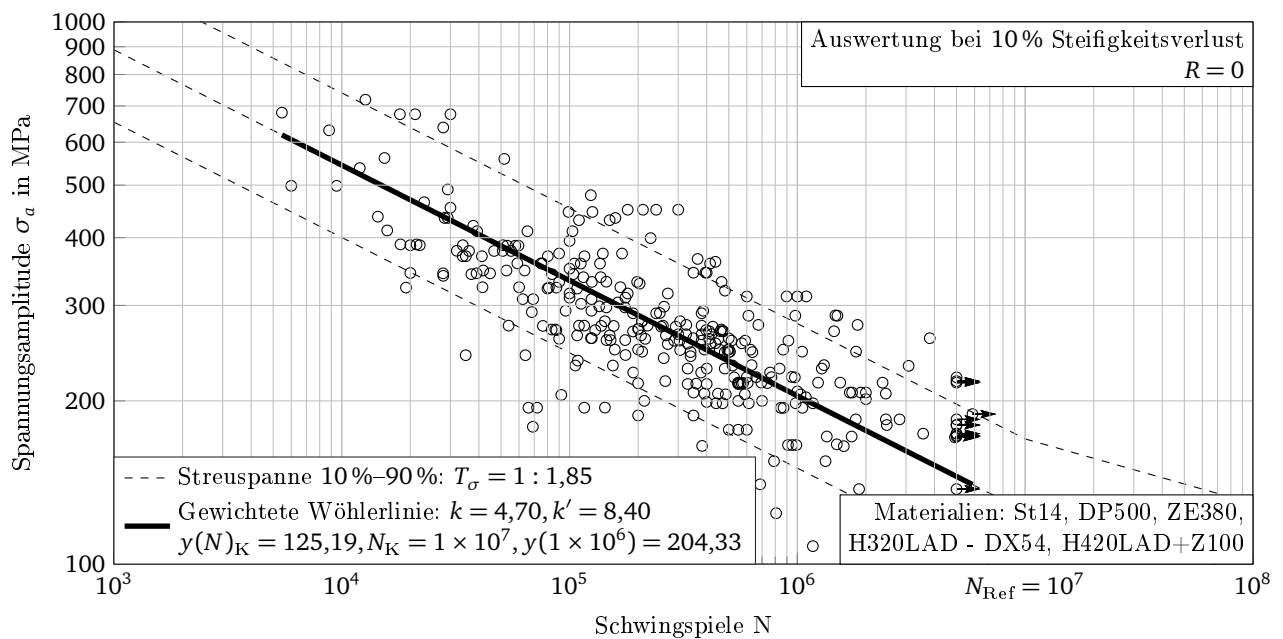
Nutzt man nun die vorgegebene Wöhlerlinienneigung k von FEMFAT und optimiert nur die Spannung am Abknickpunkt kann die durchschnittliche Streuung auf $\overline{T_\sigma} = 1 : 1,96$ verringert werden. Eine zusätzliche Optimierung der Neigung k führt zu einer minimalen Verringerung der Streuung auf $\overline{T_\sigma} = 1 : 1,95$. Die einzige wesentliche Änderung findet sich bei der 75° -Wöhlerlinie mit $T_\sigma = 1 : 1,22$ anstatt $T_\sigma = 1 : 1,5$. Allerdings sind in dieser Untergruppe der Versuchsdaten nur 26 Datenpunkte enthalten und die errechnete Neigung von $k = 7,87$ ist mit Abstand die höchste. Weitere Rechnungen mit einer festen Neigung von $k = 6$, einem späteren Abknickpunkt $N_K = 1 \times 10^7$ sowie eines vereinfachten Mittelspannungseinflusses M zeigen keine wesentliche Änderung der Streuspanne. Für den Einsatz zum Vergleich wurden aus den Neigungen von FEMFAT und denen der freien Optimierung sinnvolle Werte abgeleitet, da bei wenigen Versuchspunkten die Neigung hin zu unphysikalisch großen Werten geändert wurde. Mit einer vereinfachten Mittelspannungsempfindlichkeit und diesen Neigungen wurde eine letzte Rechnung gestartet. Mit diesen Werten konnte die durchschnittliche Streuspanne auf $\overline{T_\sigma} = 1 : 1,94$ gesenkt werden. Dazu wurden die Neigungen bei 15° , 60° und 75° moderat erhöht. Da in den Versuchspunkten kein deutliches Abknicken der Wöhlerlinie zu erkennen ist, wurde die Schwingspielzahl für das Abknicken auf $N_K = 1 \times 10^7$ festgesetzt. Wie aus der tabellarischen Auswertung ersichtlich ist, wird die geringe Streuung der freien Optimierung erreicht obwohl die Neigung nicht so stark geändert wurde. Eine Beispieldarstellung für die 90° -Wöhlerlinie findet sich in Abbildung 4.19, alle Wöhlerkurven sind in Abschnitt B.2.2 dargestellt.

4.4 Schwingfestigkeitsanalyse mit Effektivspannung

Wie in Abschnitt 2.1.3 gezeigt, kann durch den Einsatz einer Effektivspannung die Prognosegüte bei Schweißnähten wesentlich verbessert werden. Um zu prüfen, ob dies bei Schweißpunkten ebenso der Fall ist, wurde für die Schäl- und Scherzugprobe sowie für die Rohrprobe der Spannungsgradient verglichen. Mit diesen Proben können sowohl reiner Scher- und Schälzug, nahezu reiner Kopfzug und kombinierte Belastungen untersucht werden. Für eine erste Abschätzung wurden die erste Hauptnormalspannung am Knoten in die Tiefenrichtung sowohl für die grobe als auch für die feine Elementierung mit 8 Anbin-



(a) Wöhlerauswertung für 90° , Mitgelieferte Wöhlerlinie, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,25$.



(b) Optimierte Wöhlerlinie für 90° , Streuspanne $T_\sigma = 1 : 1,85$.

Abbildung 4.19.: Vergleich der Schwingfestigkeitsanalyse bei Übernahme der FEMFAT-Wöhlerlinie und optimierten Parametern.

dungspunkten herangezogen, siehe Abbildung 4.20. Für die grobe Elementierung kann die Spannung in drei Tiefen bewertet werden:

$$x_0 = 0 \text{ mm}$$

$$x_1 = 0,05 \text{ mm}$$

$$x_2 = 0,115 \text{ mm}$$

Für die feine Elementierung stehen Spannungen in 7 Tiefen zur Verfügung:

$$x_0 = 0 \text{ mm}$$

$$x_1 = 0,007 \text{ mm}$$

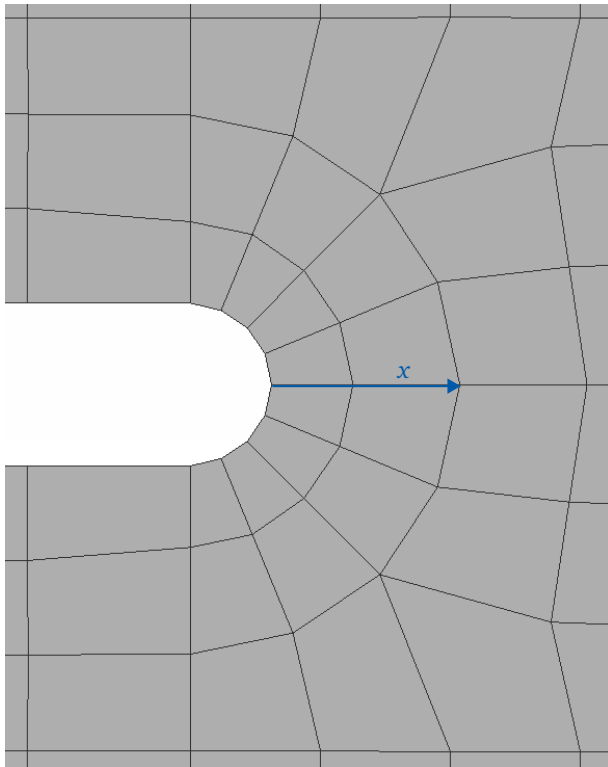
$$x_2 = 0,021 \text{ mm}$$

$$x_3 = 0,04 \text{ mm}$$

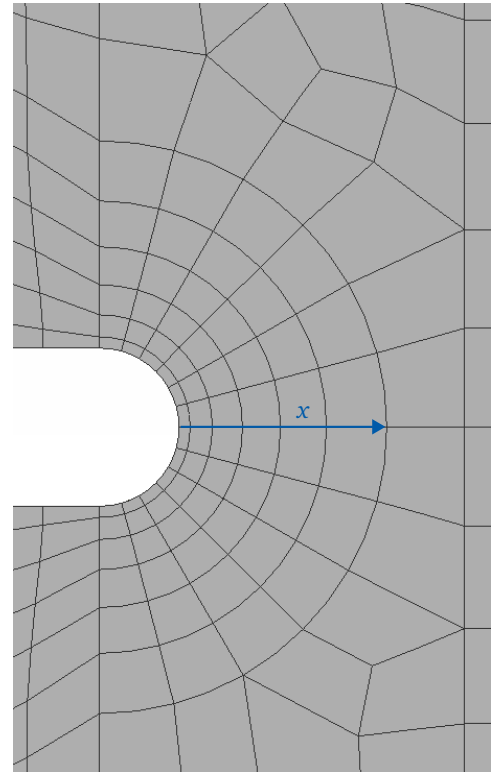
$$x_4 = 0,064 \text{ mm}$$

$$x_5 = 0,093 \text{ mm}$$

$$x_6 = 0,131 \text{ mm}$$



(a) Grobe Elementierung.



(b) Feine Elementierung.

Abbildung 4.20.: Auswertepfad für die Effektivspannung.

In Abbildung 4.21 sind die Spannungen über Tiefe, normiert auf die Spannung an der Kerboberfläche, aufgetragen. Bei der groben Elementierung ergeben sich maximale Unterschiede von $\Delta\sigma_1 = 30\%$ und $\Delta\sigma_2 = 19\%$, bei der feinen Elementierung liegen die Unterschiede zwischen 3 % und 9 %. Bei der Verwendung eines Spannungsmittelungsansatzes nach Gleichung 2.39 beträgt der Unterschied der Effektivspannung σ_{eff} im besten Fall nur noch $\Delta\sigma_{\text{grob}} = 15\%$ beziehungsweise $\Delta\sigma_{\text{fein}} = 3\%$. Die kompletten Werte sind in Tabelle E.1 festgehalten.

Im Folgenden wurde für die 3 Probentypen die Effektivspannung berechnet und daraus eine Wöhlerkurve abgeleitet. Bei der groben Elementierung konnte die Streuspanne T_σ von 1:1,67 auf 1:1,6 reduziert werden. Eine minimale Reduzierung von 1:1,69 auf 1:1,67 zeigte sich bei der feinen Elementierung. Hervorzuheben ist, dass bei der gewählten Stichprobe aus allen Versuchsdaten die feine Elementierung eine größere Streuung aufweist als die grobe Elementierung.

Im folgenden wurde die Bewertung mit Effektivspannung auch in die Matlab-Funktionen implementiert und auf alle Proben angewendet. Dabei musste die Elementspannung verwendet werden, da beim verwendeten Nastran-Solver keine Knotenspannungen aus Superelementen zurückgegeben werden können.

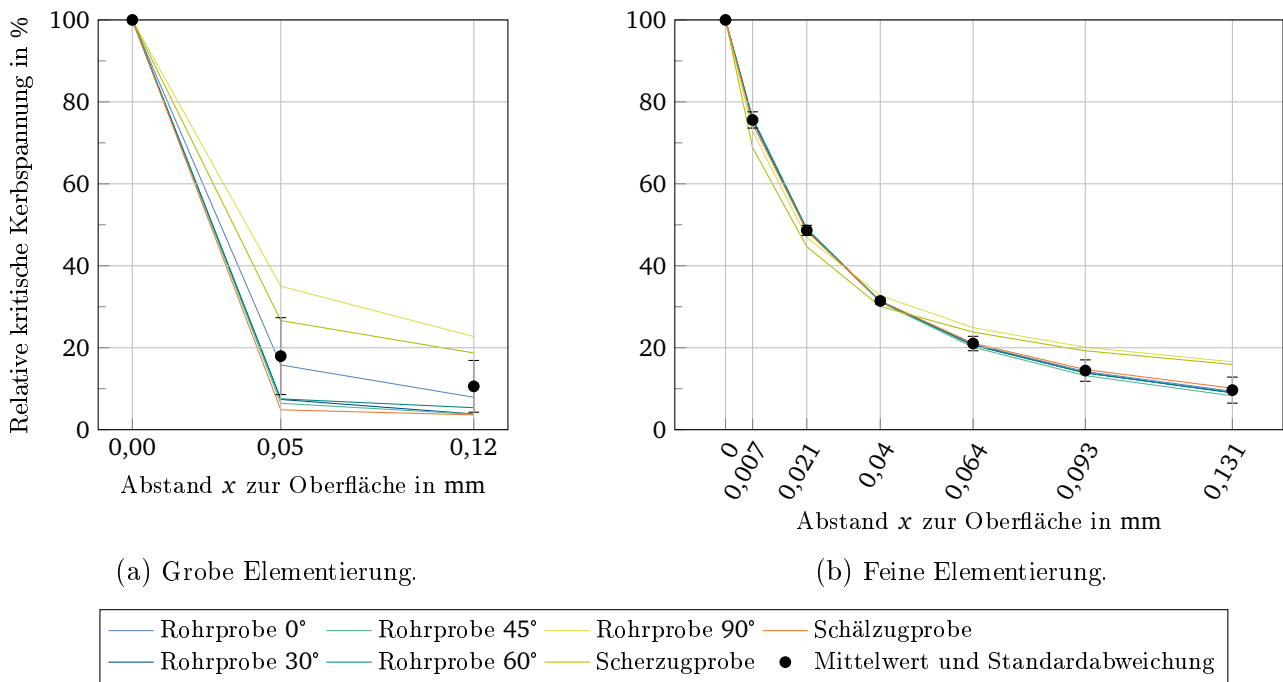


Abbildung 4.21.: Relative kritische Kerbspannungen zur Bewertung der Spannungsgradienten.

Im Gegensatz zu den Knotenspannungen zeigten sich keine Verbesserungen durch die Effektivspannung, sondern eine kontinuierliche Verschlechterung. Offensichtlich gehen durch die Mittelung der Knotenergebnisse auf die Elemente die Unterschiede in den Gradienten verloren. Eine graphische Darstellung der Streuspanne aufgetragen über der betrachteten Tiefe für die Effektivspannung findet sich in Abbildung 4.22.

Der Einsatz von Knoten- und Effektivspannungen führt zu einer Rechenzeitverlängerung mit mindestens dem Faktor 8 (4 Knoten pro Element \cdot 2 Tiefen) und im Beispiel maximal 28 (7 Tiefen). Dem entgegen steht eine Verringerung der Streuspannen um 4 % bei der groben und 1 % bei der feinen Elementierung. Da bei Nastran Superelementen im Moment nur die Elementergebnisse ausgegeben werden können und der Aufwand den Nutzen übersteigen, wird im Folgenden weiterhin mit den Elementspannungen an der Kerboberfläche gerechnet.

4.5 Robustheit gegenüber variierender Netzgröße und Winkelfehlern

Nachfolgend wurde die Robustheit der verschiedenen Modellierungen gegenüber einer variierenden Netzgröße um den Schweißpunkt sowie einem Winkelfehler bei der Platzierung der Schweißpunktelemente untersucht. Als Referenzkonfiguration dafür dienten die Modelle, welcher zur Berechnung der Wöhlerlinie genutzt wurden und eine mittlere Netzfeinheit von $l_m = 5 \text{ mm}$ aufwiesen.

Neu modelliert wurde mit mittleren Elementkantenlängen von $l_m = 3 \text{ mm}$ und $l_m = 8 \text{ mm}$. Die Umsetzung im FEM-Modell ist in Tabelle 4.7 dargestellt. Bei $l_m = 5 \text{ mm}$ und indirekter Anbindung wurde zusätzlich geprüft, wie das Ergebnis variiert, wenn die zwei mittleren Knotenreihen näher aneinanderliegen. Grund dafür war die sehr ungünstige Konfiguration des Interpolationselementes, bei der die Eckknoten des Superelementes jeweils sehr nahe an einem Knoten des Elementes sind. Dadurch wird die Wichtung dieses Knoten sehr groß und Verformungen werden nur lokal begrenzt übertragen. Durch die Verschiebung der Knoten im Gesamtmodell werden die Lasten gleichmäßiger verteilt. Die beiden untersuchten Modellierungen sind für einen Schweißpunkt in Abbildung 4.23 dargestellt.

Bei der Untersuchung des Einflusses von Winkelfehlern, wurden manuell die Schweißpunktmodelle gegenüber der Flanschante verdreht. Dies kann bei der automatisierten Vernetzung von Gesamtfahr-

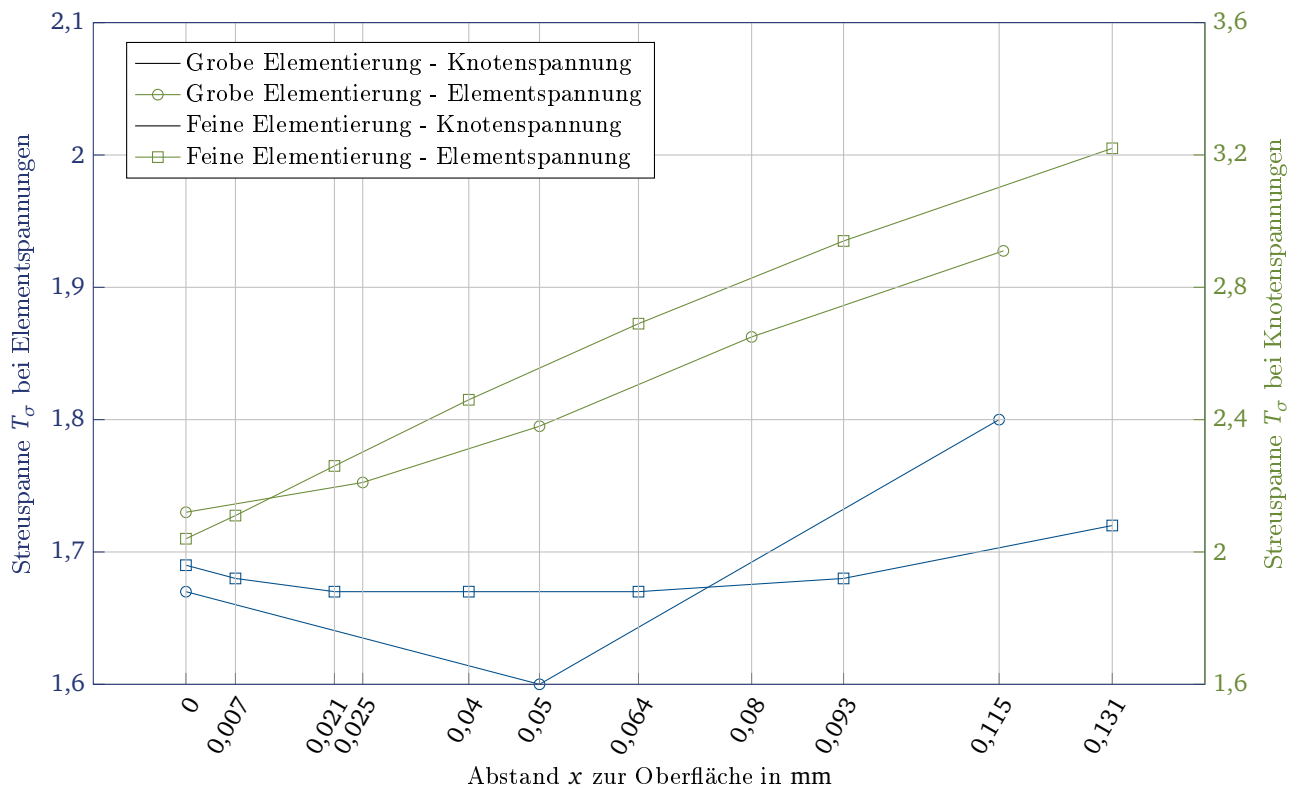
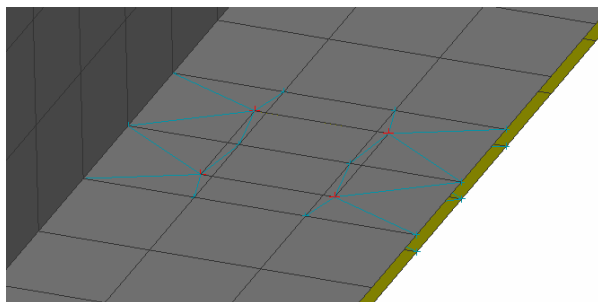
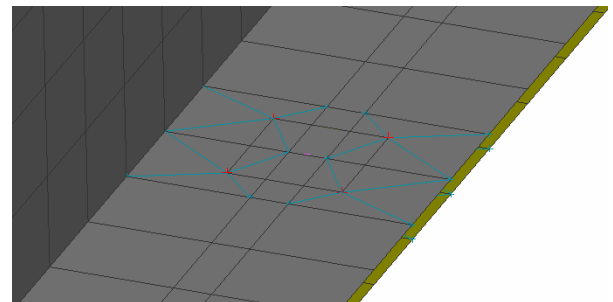


Abbildung 4.22.: Streuspannen T_σ in Abhängigkeit der für die Ermittlung der Effektivspannung betrachteten Tiefe. Zu beachten ist die geringere Datenbasis für Knotenspannungen sowie die Auftragung mit zwei Ordinatenachsen je nach verwendeter Spannung.



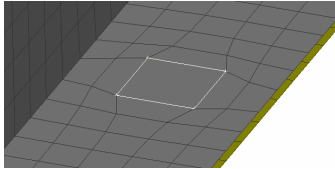
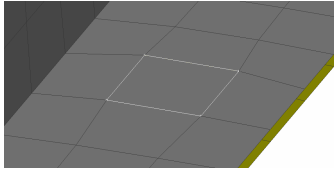
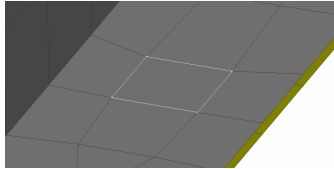
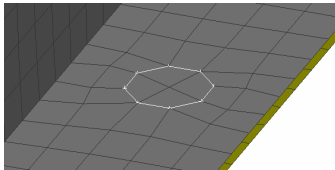
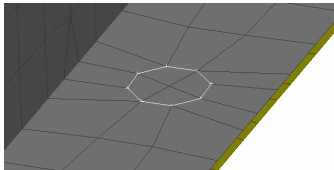
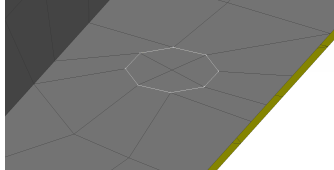
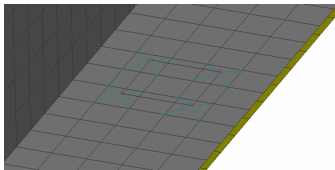
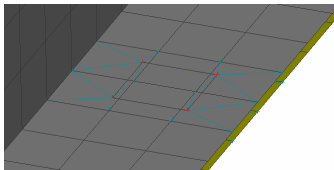
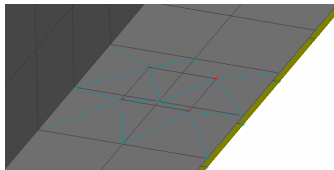
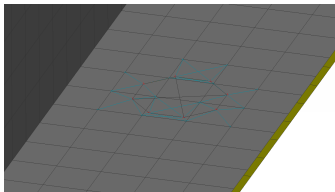
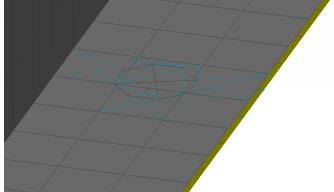
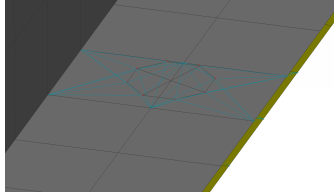
(a) Ausgangskonfiguration.



(b) Verbesserte Konfiguration der Interpolationselemente auf Kosten der Elementqualität.

Abbildung 4.23.: Untersuchte Konfigurationen des Interpolationselementes für die Netzfeinheit von $l_m = 5 \text{ mm}$.

Tabelle 4.7.: Testszenarien für Flanschabbildungen bei verschiedenen Feinheiten des umgebenden Netzes.

Anbindungs- punkte	typ	$l_m = 3 \text{ mm}$	$l_m = 5 \text{ mm}$	$l_m = 8 \text{ mm}$
8	Direkt			
16	Direkt			
8	Indi- rekt			
16	Indi- rekt			

zeugmodellen auftreten. Für 8 Anbindungspunkte sind 3 Winkel untersucht worden: 10° , 30° und 45° . Bei 16 Anbindungspunkten verringert sich der maximale Winkel und es wurden zwei Winkel untersucht: $11,25^\circ$ und $22,5^\circ$. Alle geprüften Varianten sind in Tabelle 4.8 und Tabelle 4.9 dargestellt.

Als Untersuchungsobjekt wurde das Hutprofil mit den Blechstärken $t_1 = t_2 = 0,8 \text{ mm}$ und $d_{\text{SP}} = 4,1 \text{ mm}$ gewählt. Für dieses existieren 57 Wöhlerversuche mit verschiedenen Lastkombinationen, welche getrennt bewertet wurden:

R_{Torsion}	$R_{\text{Innendruck}}$	Belastung
-1	unbelastet	Scherzug
0	unbelastet	Scherzug
0,5	unbelastet	Scherzug
-1	konstant	vorwiegend Scherzug
0	konstant	vorwiegend Scherzug
unbelastet	0	Schälzug

Die Belastungen reichen also von reinem Scherzug am Schweißpunkt bei Torsionsbelastung des Hutprofils bis hin zu vorwiegend Schälzug bei Innendruckbelastung der Probe.

Für die Bewertung der Methoden wurden die Wöhlerlinien für die Probe getrennt nach den Lastkombinationen ausgewertet und die Spannung am Abknickpunkt bei den verschiedenen Modellierungen verglichen. Die Neigung der Wöhlerlinien k wurde dabei zwischen den verschiedenen Modellierungen gleich belassen um diesen Einfluss auszuschließen. Die Diagramme zur Auswertung in Abbildung 4.24,

Tabelle 4.8.: Testsznarien für Verdrehung des Hexaeders zur Flanschkaute bei 8 Anbindungspunkten.

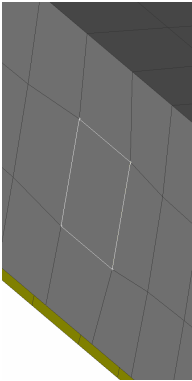
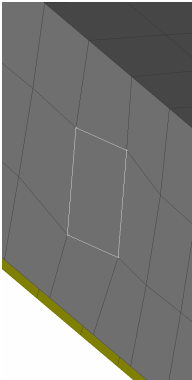
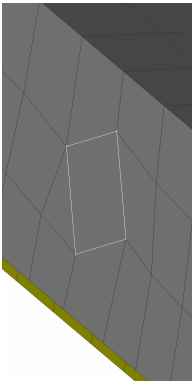
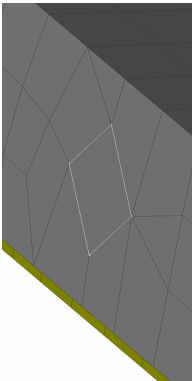
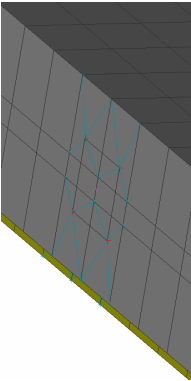
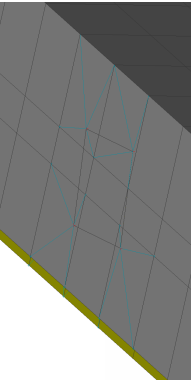
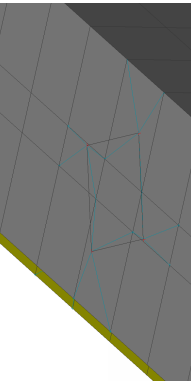
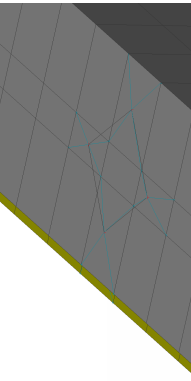
Anbindungstyp	0°	10°	30°	45°
Direkt				
Indirekt				

Tabelle 4.9.: Testszzenarien für Verdrehung des Hexaeders zur Flanschke bei 16 Anbindungspunkten.

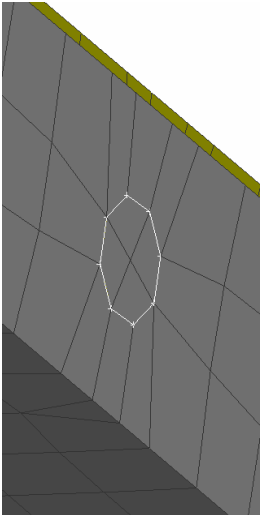
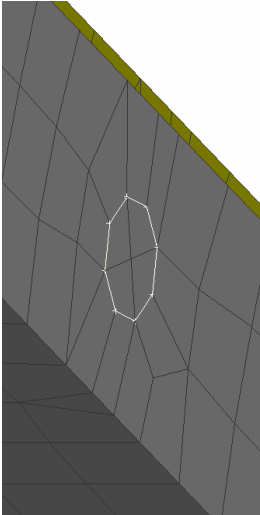
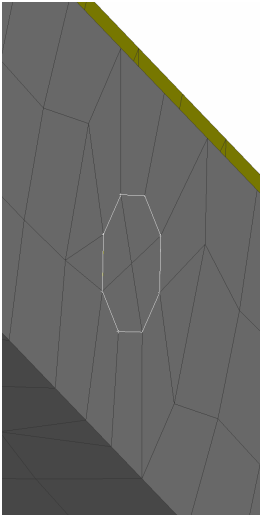
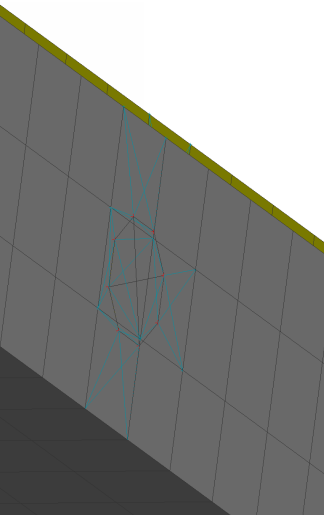
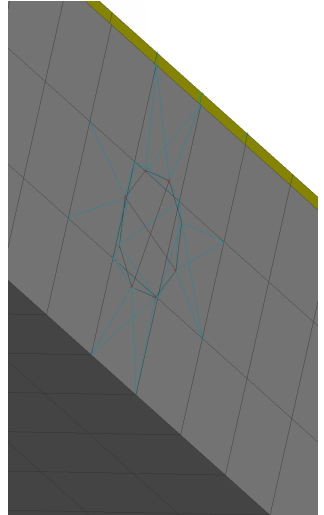
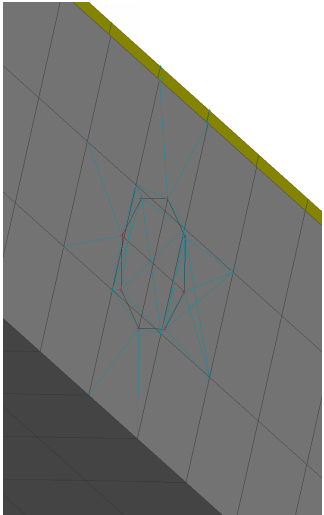
Anbindungstyp	0°	11,25°	22,5°
Direkt			
Indirekt			

Abbildung 4.25, Abbildung 4.26, Abbildung 4.27, Abbildung 4.28 und Abbildung 4.29 sind dabei wie folgt zu interpretieren: Auf der Y-Achse ist die prozentuale Spannung am Abknickpunkt der Wöhlerlinie aufgetragen. Jede Gruppe von Balken bezeichnet eine betrachtete Modellierung und die Balken der Gruppe die Lastkombinationen. Wenn nun zum Beispiel der Einfluss bei Innendruck des Hutprofils, also Schälzug am Schweißpunkt, betrachtet werden soll, muss jeweils der letzte dunkelgrüne Balken über alle Gruppen verglichen werden.

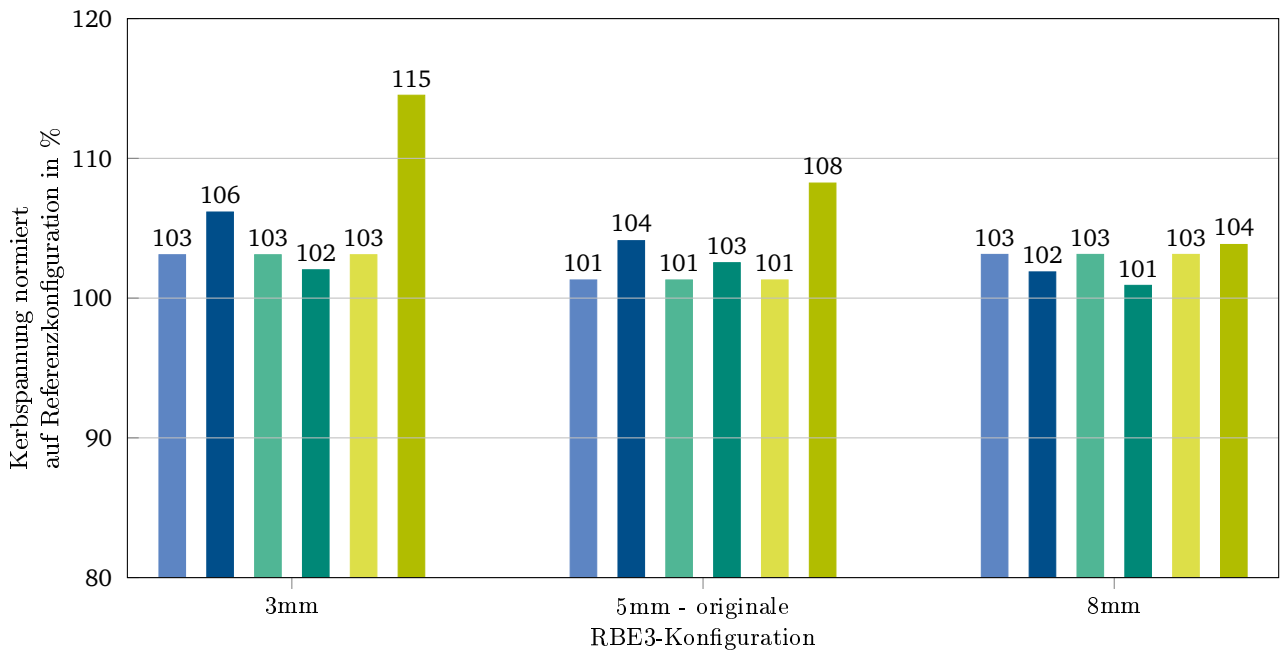
Wie zu erwarten kann kein signifikanter Unterschied zwischen der feinen und der groben Kerbfeinmodellierung festgestellt werden, da nur die Anbindung untersucht wird. Alle Diagramme und Werte in diesem Kapitel beziehen sich daher auf das grobe Superelement, die Datentabellen für das feine und das grobe Superelement finden sich in Abschnitt D.2 beziehungsweise in Abschnitt D.1.

In allen Tests deutlich zu sehen ist die Überlegenheit der direkten Anbindung im Bezug auf die Robustheit und zwar bei Schälzugbeanspruchung. Vergleicht man die Änderung der kritischen Kerbspannung bei Änderung der Netzgröße in Abbildung 4.24a und Abbildung 4.24b, sind nur geringe Abweichungen bei reinem Scherzug für beide Anbindungstypen zu sehen. Bei 8 Anbindungspunkten beträgt die Differenz der Spannung nur 2 % für direkte und 3 % für die indirekte Anbindung. Bei reiner Schälzugbeanspruchung steigt diese Abweichung aber auf maximal 4 % beziehungsweise 15 % an. Dies weist auf den deutlichen Einfluss der an die Interpolationselemente angebotenen Knoten und somit die Größe der versteiften Fläche hin. Vor allem durch diese Abweichungen im Schälzug ist die Standardabweichung bei der indirekten Anbindung mit 5,5 % größer als bei der direkten mit 3,5 %. Bei der Modellierung mit 16 Anbindungspunkten steigen die Standardabweichungen leicht auf 9,4 % beziehungsweise 2,1 %. Dies kann direkt aus dem verwendeten Netz abgeleitet werden, denn bei 16 Anbindungspunkten wird die Elementqualität bei einer globalen Elementkantenlänge von 8 mm wesentlich schlechter, siehe die Elementierung in Tabelle 4.7.

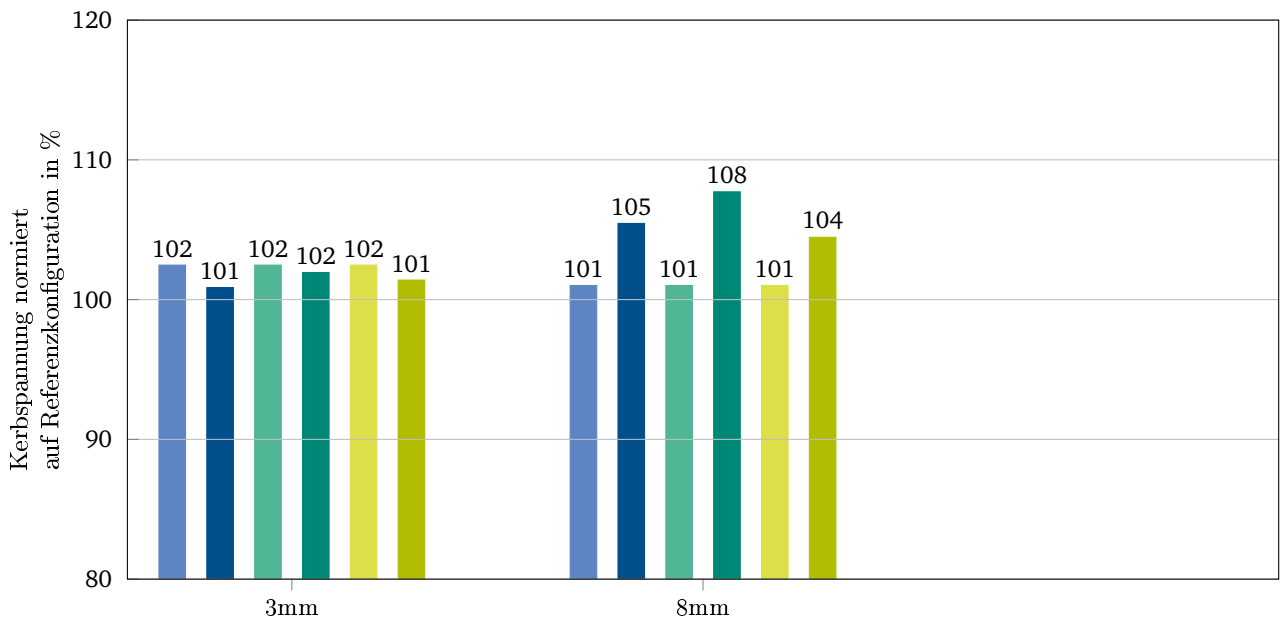
Bei Anbindung an 8 Punkten ist die Anfälligkeit der kritischen Kerbspannung auf eine Verdrehung bei beiden Anbindungstypen sehr groß, siehe Abbildung 4.27a und Abbildung 4.27b. Bei der direkten Anbindung beträgt die Standardabweichung 6 %. Bei Scherzugbelastung sinken die im Schweißpunkt kritischen Kerbspannungen um bis zu 10 %, während sie bei Schälzugbelastung um bis zu 4 % steigen. Bei der indirekten Anbindung ist die Standardabweichung mit 23 % um fast das vierfache erhöht. Auch hier zeigen sich für Scher- und Schälbelastung die gleichen Auswirkungen, mit -32 % und 18 % ebenso erhöht. Der Ausreißer bei 10° Verdrehung und Schälzugbelastung erklärt sich durch die extrem ungünstige Konfiguration des Interpolationselementes mit Lage des Mittelpunktes auf einer Elementkante und einem sehr nahem nächsten Knoten. Bedingt durch die automatische hohe Wichtung von nahen Knoten tritt eine geringere Versteifung des Schweißpunktgebietes auf. Bei einer großen Verdrehung sind die äußeren Knoten den Rändern des Flansches näher und durch die größeren Wichtungen dieser Randknoten wird der Schweißpunktgebiet wesentlich stärker versteift. Insbesondere bei der Scherzugbelastung, wird der wirkende Spannungsquerschnitt dadurch vergrößert und die resultierende Spannung vermindert.

Bei der Anbindung mit 16 Punkten ist die Anfälligkeit gegenüber einer Verdrehung logischerweise reduziert, da die maximale Winkelabweichung 22,5° betragen kann. Mit Abweichungen von 2 % bei der direkten und 3 % bei der indirekten Anbindung unterhalb des Einflusses der Netzgröße. Bei beiden zeigen sich die Abweichungen nur bei Schälzugbelastung beziehungsweise den Lastfällen mit kombinierter Belastung. Bei der direkten Anbindung sinken die Spannungen um bis 3 %, bei der indirekten steigen sie um bis zu 8 %. Siehe dazu auch Abbildung 4.28.

Die Auswertung der konventionellen Methode zeigte bemerkenswerte Ergebnisse, siehe Abbildung 4.26 und Abbildung 4.29. Sowohl die Rupp- als auch die FEMFAT-Modellierung haben 16 Anbindungspunkte, was nach den bisherigen Erkenntnissen eine hohe Robustheit verspricht. Allerdings sind die Abweichungen bei Rupp mit 14 % bei Änderung der Netzfeinheit sowie 18 % bei Winkel Fehlern sehr groß. Die FEMFAT-Modellierung zeigt bei der Netzfeinheit eine Standardabweichung von 5 %, was gegenüber der BMWeld-Modellierung nur leicht erhöht ist. Eine Winkeländerung führt hingegen zu einer Standardabweichung von 8 %, was achtfach größer ist als bei BMWeld. Diese unerwartet große Abweichung kann durch die Größe der eingesetzten Elemente erklärt werden. Sowohl bei der FEMFAT- als auch bei der Rupp-Modellierung



(a) Indirekte Anbindung. Die Referenzkonfiguration ist ein 5mm Netz mit gleichmäßigerer RBE3-Konfiguration als im Basismodell.



(b) Direkte Anbindung.

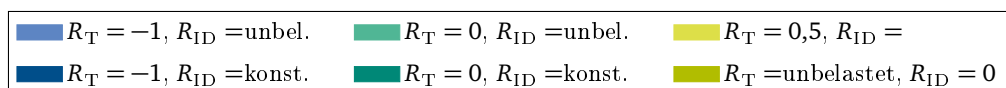


Abbildung 4.24.: Vergleich der Kerbspannungen bei Variation der umgebenden Netzgröße und 8 Anbindungs Punkten.

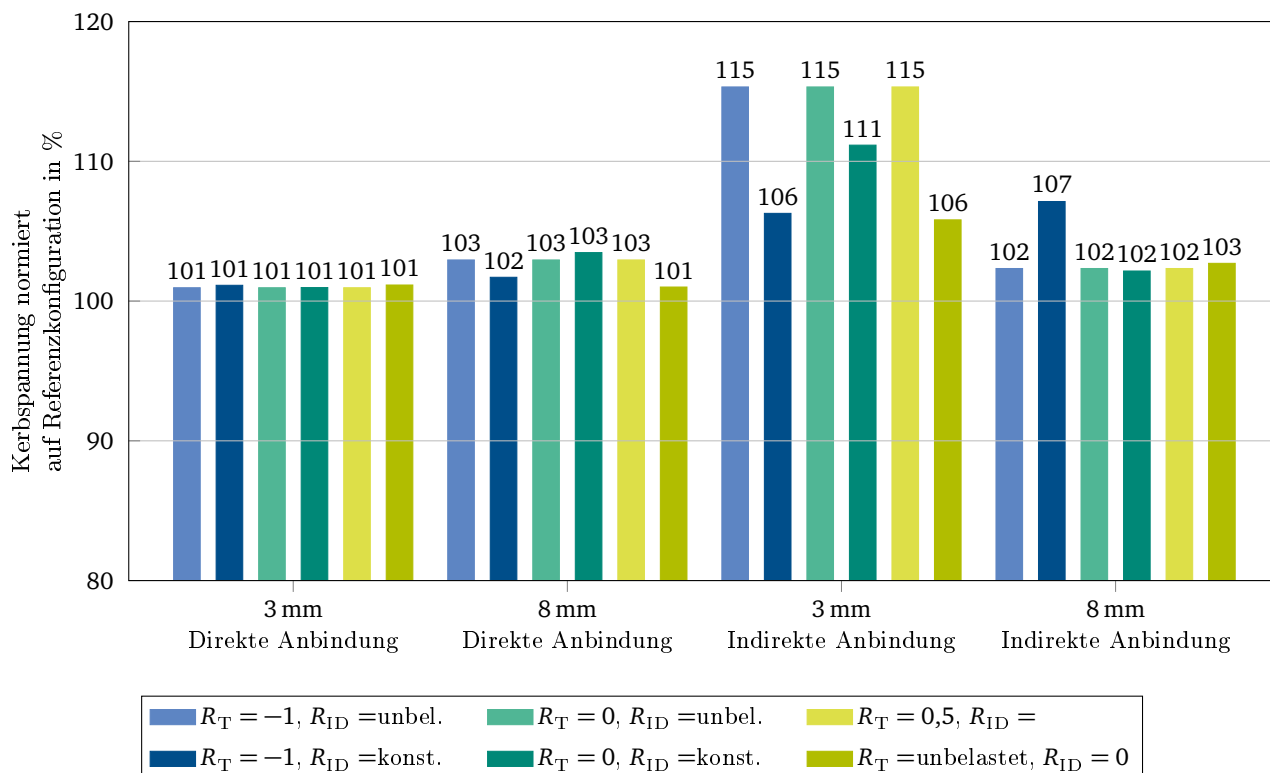


Abbildung 4.25.: Vergleich der Kerbspannungen bei Variation der umgebenden Netzgröße und 16 Anbindungspunkten.

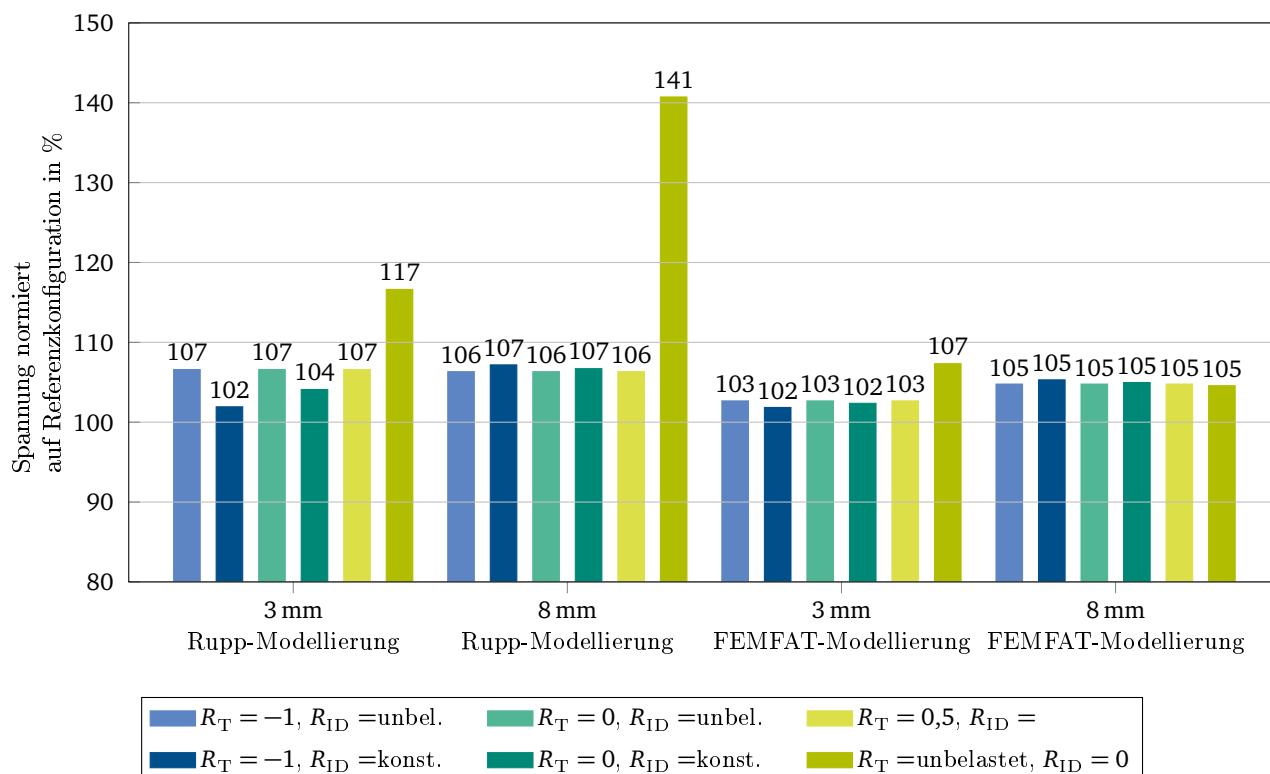
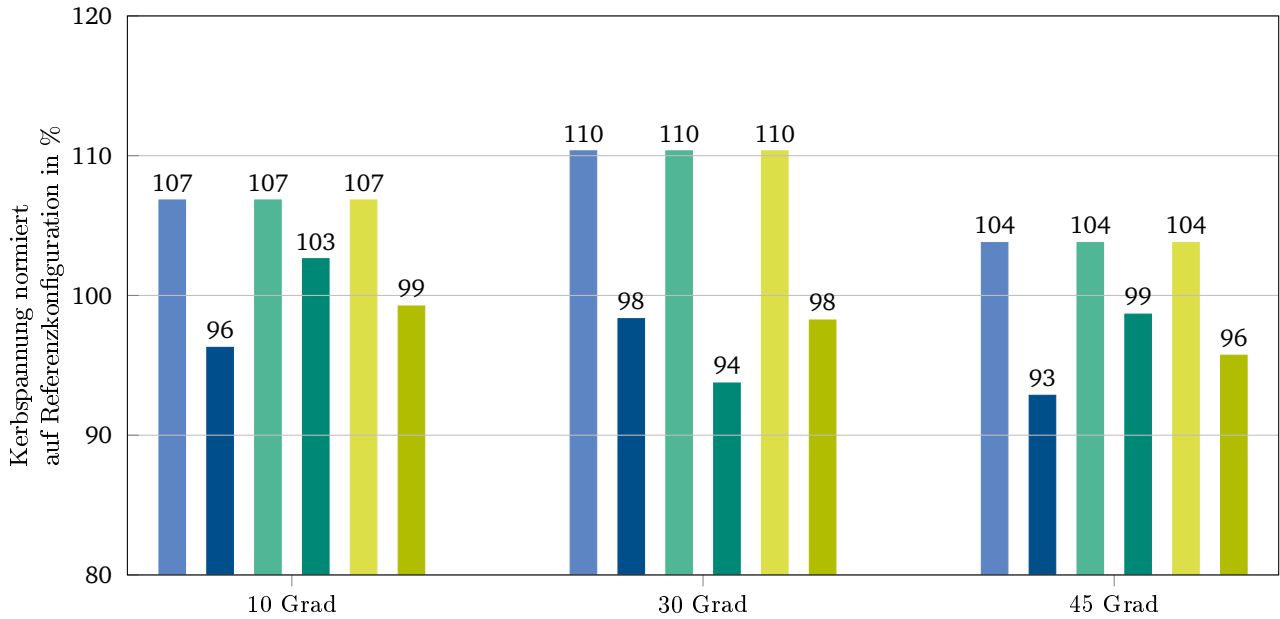
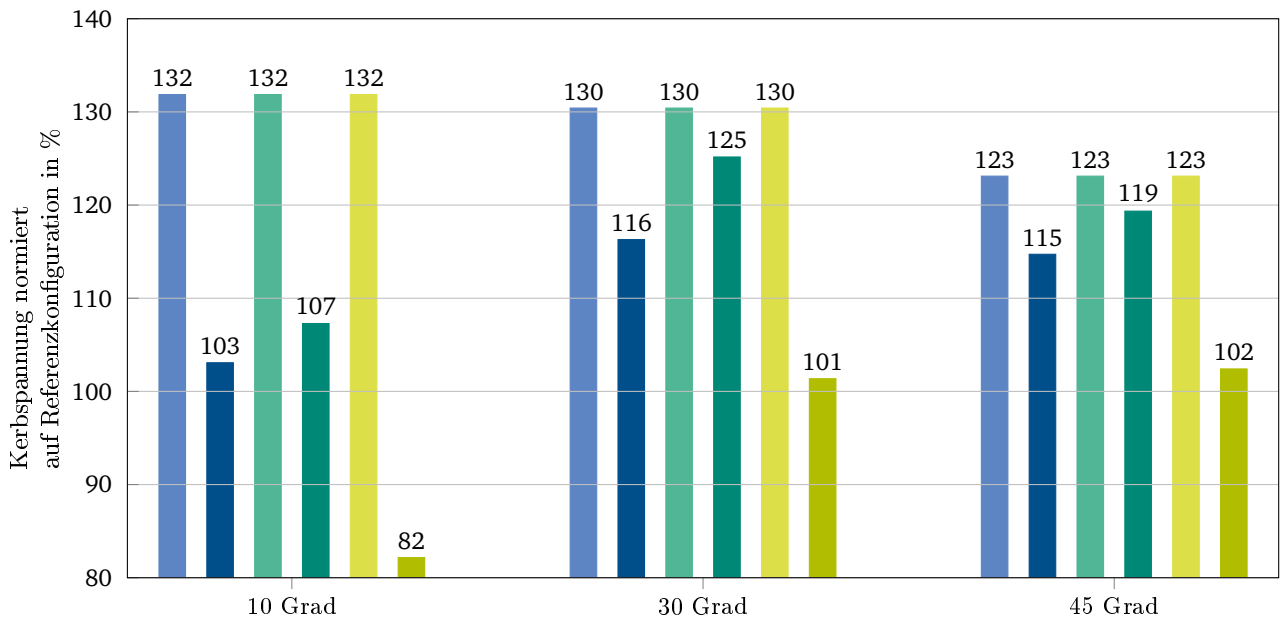


Abbildung 4.26.: Vergleich der kritischen Spannung bei Variation der umgebenden Netzgröße und Rupp-beziehungsweise FEMFAT-Modellierung.



(a) Direkte Anbindung.



(b) Indirekte Anbindung. Zu beachten ist die geänderte Skalierung auf der Ordinatenachse.

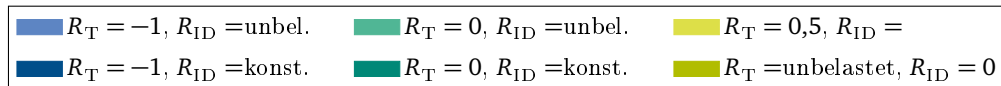


Abbildung 4.27.: Vergleich der Kerbspannungen bei Verdrehung des Superelementes mit 8 Anbindungspunkten in einem Netz mit 5mm Kantenlänge. Referenz ist eine parallele Ausrichtung von Superelement- und Flanschkannte.

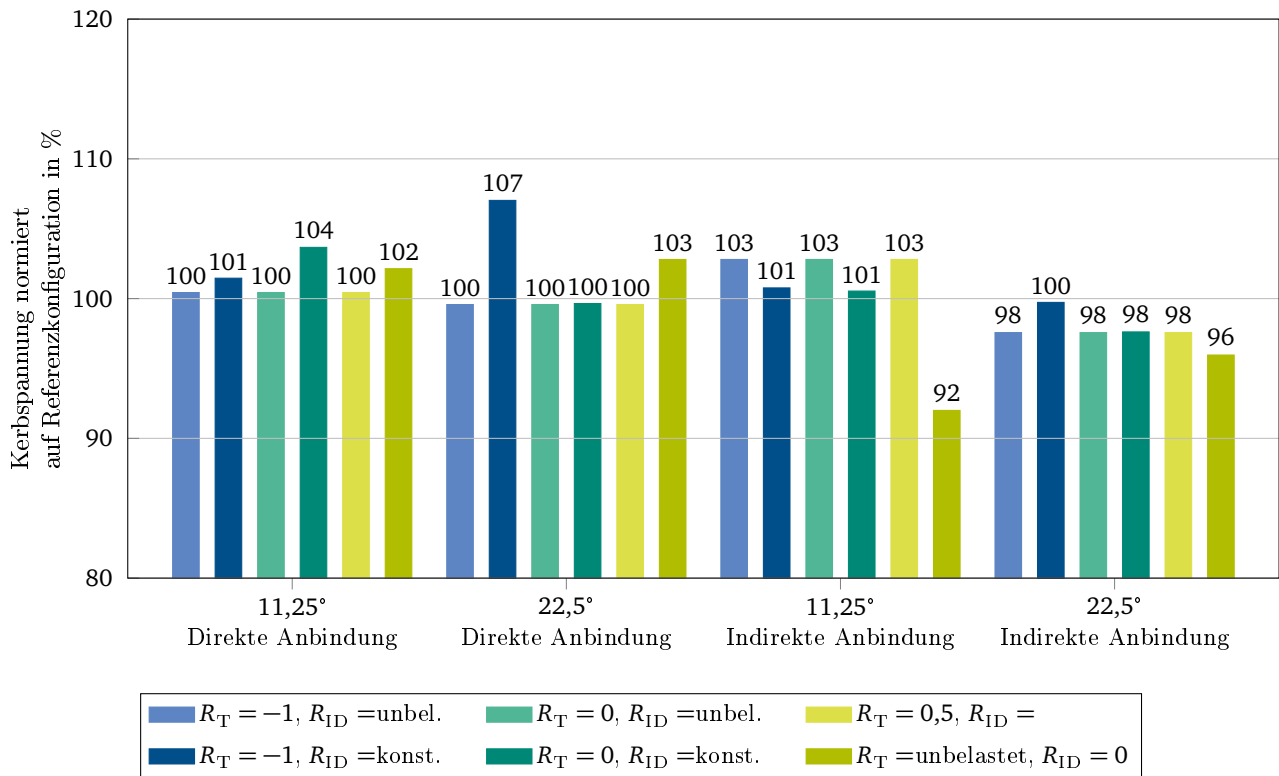


Abbildung 4.28.: Vergleich der Kerbspannungen bei Verdrehung des Superelementes mit 8 Anbindungspunkten in einem Netz mit 5mm Kantenlänge. Referenz ist eine parallele Ausrichtung von Superelement- und Flanschkannte.

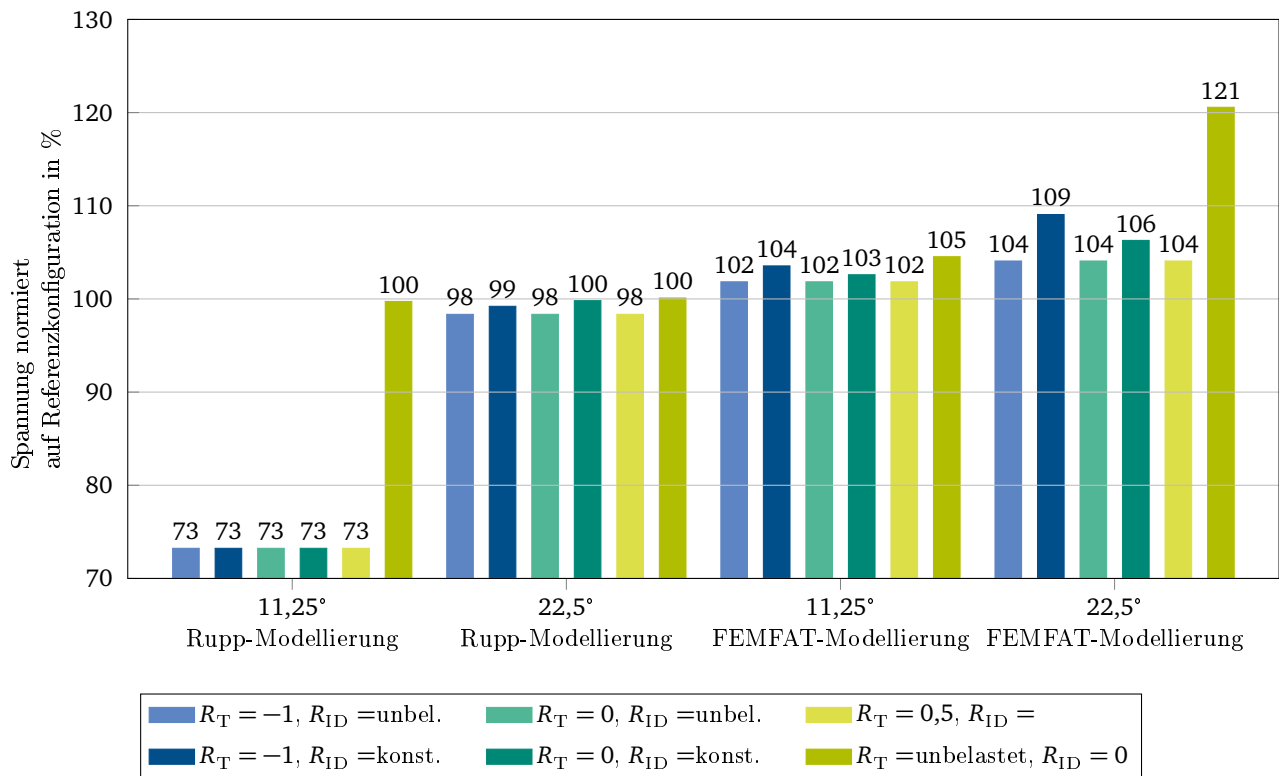


Abbildung 4.29.: Vergleich der kritischen Spannungen bei Verdrehung des Schweißpunktes und Ruppbeziehungsweise FEMFAT-Modellierung. Referenz ist eine parallele Ausrichtung von Superelement- und Flanschkannte.

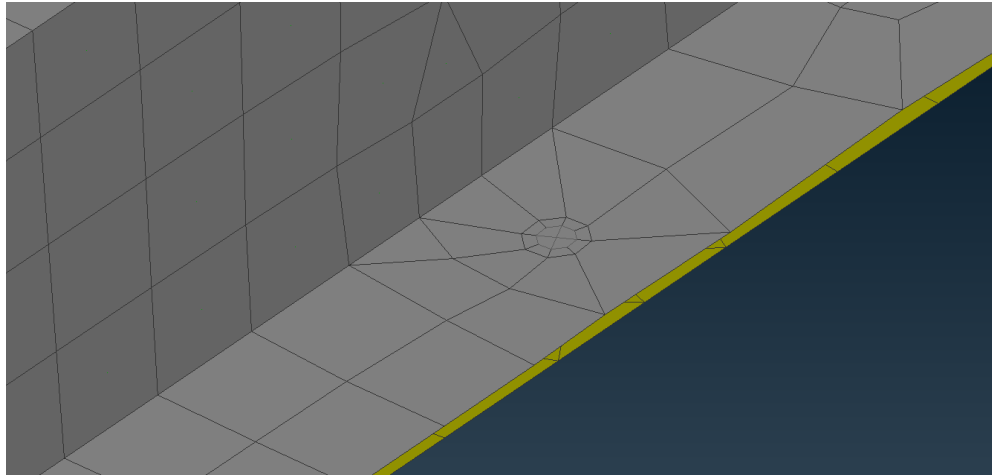


Abbildung 4.30.: Sehr schlechte Qualität der Vernetzung bei mittlerer Elementkantenlänge von 8 mm und FEMFAT-Modellierung.

ist die Elementierung direkt am Schweißpunkt vorgeschrieben. Wenn nun der Flansch im Vergleich zum Schweißpunkt schmal wird, so wird bei einer Veränderung der mittleren Elementkantenlänge l_m die Elementqualität durch verzerrte und Dreieckselemente erheblich schlechter, siehe Abbildung 4.30.

4.6 Modellierungs- und Berechnungsaufwand

Die Bewertung der Modellierungszeit kann aufgrund der unterschiedlichen Modellgrößen, Qualität der Flanschvernetzung und weiteren Kriterien nicht vollständig objektiv erfolgen. Quelle für die Zeitaussagen sind erfahrene Berechnungsingenieure aus dem Projektalltag. Bewertungsobjekt ist ein bisher übliches Lebensdauermodell eines Gesamtfahrzeuges mit 6000 Schweißpunkten. Die Vernetzung erfolgt dabei stets mit dem Pre-Prozessor ANSA und der darin vorhandenen Connector-Funktionalität. Mit dieser können Verbindungspunkte nach festgelegten Schemas automatisiert vernetzt werden. Nacharbeitsaufwand besteht zum einen in nicht realisierten Schweißpunkten zum Beispiel durch eine zu schlechte vorhandene Vernetzung oder zu nahen Flanschgrenzen und zum anderen in der Verbesserung der Elementqualität nach der Erstellung der Verbindungselemente.

Der Aufwand für eine netzunabhängige Modellierung mit Hexaedern und Interpolationselementen zur Verknüpfung wurde mit einer Stunde angegeben, was die indirekte BMWeld-Anbindung zur schnellsten Modellierungsart macht. Soll hingegen der Schweißpunkt durch eine Neuvernetzung des Schweißpunkt-bereichs und Verbindung per Balken oder Hexaeder abgebildet werden, so steigert sich der Aufwand auf sechs bis zehn Stunden. Von diesen Varianten am einfachsten umzusetzen mit 6 h ist die Methode nach Rupp beziehungsweise FEMFAT, da der Gesamtdurchmesser des Verbindungselements am geringsten ist. Von den BMWeld-Varianten mit direkter Anbindung lässt sich die Variante mit 16 Anbindungspunkten mit 8 h einfacher einbauen, da durch die abgerundete Form an Verrundungen weniger Probleme entstehen, siehe Abbildung 4.31. Der Aufwand für die BMWeld-Variante mit 8 Anbindungspunkten wurde auf 10 h geschätzt.

Für die Berechnungszeit sollen die Ergebnisse aus Abschnitt 4.1 herangezogen werden. Dort wurde gezeigt, dass die Modellierung mit Superelementen, wie sie in BMWeld umgesetzt wurde, zu keiner messbaren Rechenzeitverlängerung führt. Somit liegen alle Modellierungen auch die konventionellen ungefähr gleichauf. Die indirekten Methoden haben zwar leichte Vorteile durch die geringere Anzahl an Elementen am Schweißpunkt, aber auf große Modelle gerechnet sind diese zu vernachlässigen. So bedeutet die FEMFAT-Modellierung zusätzliche 12 Schalen- und 1 Balkenelement statt ungefähr 4 Schalenelementen. Bei BMWeld ist von ungefähr der gleichen Anzahl auszugehen. Es werden zwar mehrere Schalenelemente gelöscht und nur ein Superelement eingefügt, aber je nach Neuvernetzung rund um

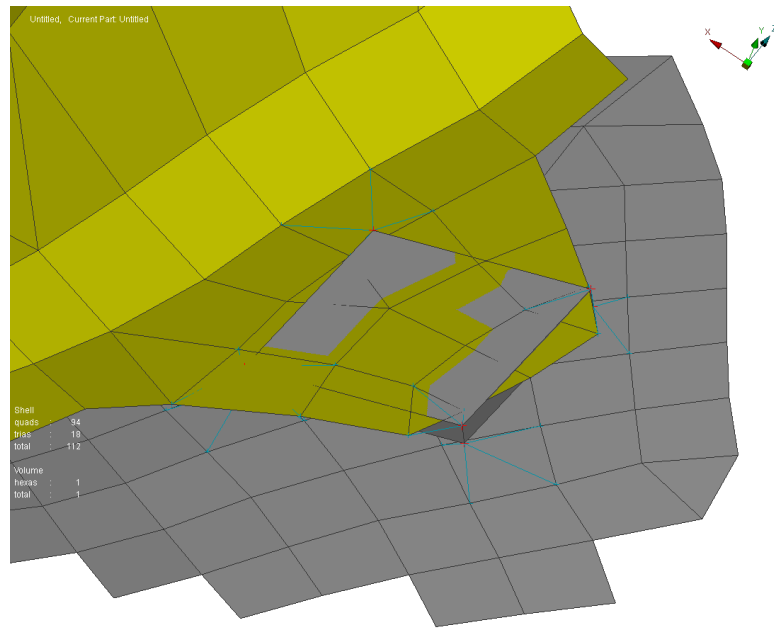


Abbildung 4.31.: Problematisch kleine und grob vernetzte Verrundung für den Einbau eines BMWeld Superelements mit 8 Anbindungspunkten. Abgebildet ist eine indirekte Anbindung, bei der der Hexaeder übersteht.

das Superelement können einige wenige Elemente wegfallen oder hinzukommen. Rechnet man dies auf ein Gesamtfahrzeugmodell mit rund 6000 Schweißpunkten hoch, so würde die Elementzahl maximal um 50 000 bei einer Gesamtzahl von mehreren Millionen Schalenelementen schwanken. Ein zusätzlicher Aufwand der nur bei der BMWeld-Methode auftritt, ist die einmalige Berechnung des Superelementes nach Generierung. Dieser Aufwand ist maßgeblich abhängig von der Feinheit der Volumenmodelle im Feinmodell. So dauert die Generierung des Superelementes mit der groben Modellierung selbst auf einer normalen Linux-Workstation mit zwei CPUs mit jeweils 4 Kerne sowie 128 GB RAM nur wenige Sekunden. Im Gegensatz dazu dauert die Kondensation für die feine Modellierung mehrere Stunden und selbst auf einem Rechencluster 30 Minuten. Für den Einsatz im betrieblichen Berechnungsprozess sind diese Zeiten allerdings irrelevant, da alle auftretenden Blechdicken- und Durchmesserkombinationen bereits vorab berechnet werden sollten.

4.7 Schwingfestigkeitsanalyse für Aluminium-Schweißpunktverbindungen

Für Aluminiumschweißpunkte erfolgte aufgrund der analogen Modellierung eine reine Bewertung der Lebensdauerversuche durch die Superelementmethode. Wie in Abschnitt 3.2 aufgezeigt, wird für die Mittelspannungstransformation bei Aluminium zwischen $R = -1$ und $R = 0,5$ ein Mittelspannungsparameter $M = 0,25$ verwendet. Die Ergebnisse der Auswertung der Aluminium-Versuchsdaten mit verschiedenen Anbindungstypen und -punkte sowie Spannungsauswertung sind tabellarisch in Tabelle 4.10 dargestellt. Für Aluminium wurden neben Wöhlerversuchen mit konstanten Amplituden auch Gaßnerversuche mit variabler Amplitude ausgewertet. Für die letztgenannten Versuche wurde ein Kollektiv mit einem Umfang von $\bar{H} = 5 \times 10^5$ und normal verteilten Klassengrenzenüberschreitungen verwendet. Zur Darstellung der Amplituden über der Summenhäufigkeit siehe Abbildung 2.5a.

Im Gegensatz zur Auswertung der Stahlproben sollte für die Auswertung von Aluminiumproben immer die betragsmäßig größte Hauptnormalspannung herangezogen werden, denn diese zeigt stets die geringsten Streuspannen T_σ . Über alle Auswertungen zeigt sich eine Wöhlerlinienneigung k von 4,4,

Tabelle 4.10.: Daten der Wöhler- und Gaßnerkurven für Aluminium-Schweißpunkte.

(a) Daten der Wöhlerkurven.

Anbindungs- punkte	typ	Auswertekriterium	k	T_σ	σ_K
8	Direkt	Hauptnormalspannung	4,4	1,95	239
16			4,4	1,99	238
8	Indirekt		4,4	2,05	225
16			4,4	2,07	222
8	Direkt	von Mises-Vergleichsspannung	4,4	2,31	249
16			4,4	2,01	212
8	Indirekt		4,4	2,06	201
16			4,4	2,09	199
8	Direkt	vorzeichenbehaftete von Mises-Vergleichsspannung	4,4	2,31	249
16			4,4	2,01	213
8	Indirekt		4,4	2,06	202
16			4,4	2,09	199

(b) Daten der Gaßnerkurven für das verwendete Kollektiv mit Normalverteilung.

Anbindungs- punkte	typ	Auswertekriterium	k	T_σ	σ_K
8	Direkt	Hauptnormalspannung	5,6	1,69	538
16			5,6	1,64	516
8	Indirekt		5,6	1,48	503
16			5,6	1,57	494

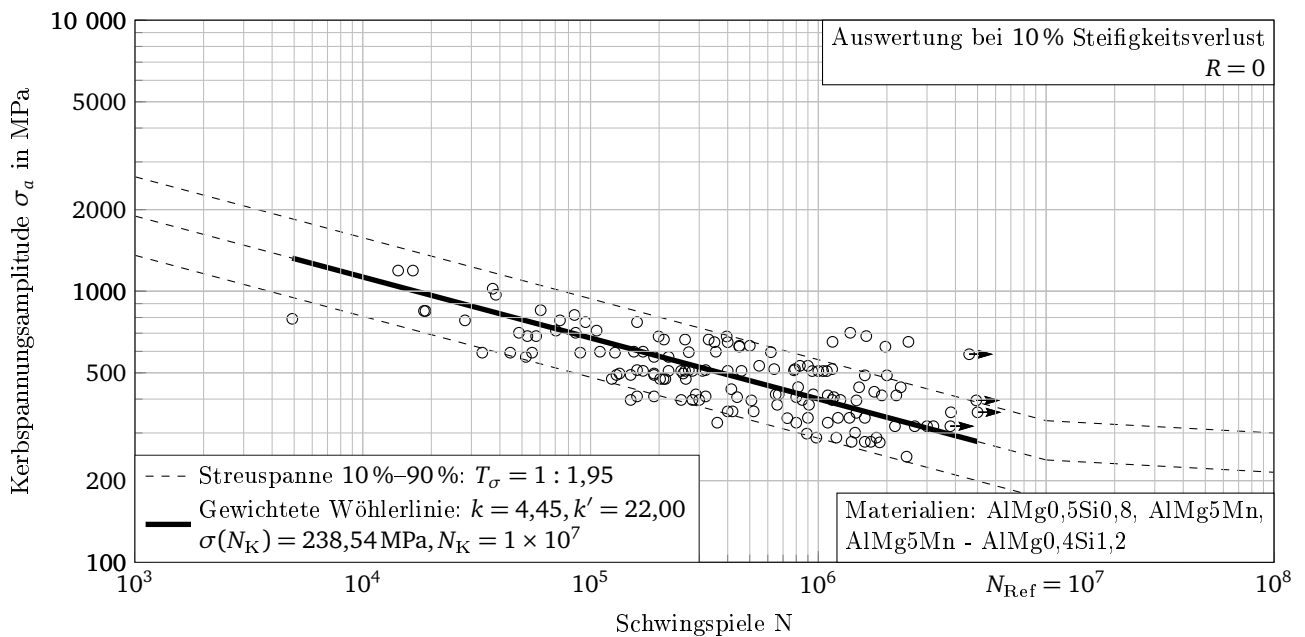


Abbildung 4.32.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

Streuspannen T_σ im Bereich von 1:1,95 bis 2,09 und Spannungsamplituden am Abknickpunkt σ_K von 199 MPa bis 249 MPa. Prinzipiell sind die Streuspannen für die Anbindung mit 16 Punkten nur unwesentlich größer, da im Gegensatz zu den Stahlproben die Schweißpunkte sehr groß sind. Dadurch war das Netz bereits bei 8 Anbindungspunkten lokal sehr fein und die Elementqualität wird nicht durch Dreieckselemente im Übergang verschlechtert. Als repräsentatives Beispiel für die Wöhlerauswertung soll die Wöhlerkurve für eine Anbindung mit 8 Punkten direkt an das Netz der Schalenelemente und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannungen in Abbildung 4.32 dienen. Alle Auswertungen finden sich in Anhang G. Auffallend bei der detaillierten Auswertung und auch in den Wöhlerkurven deutlich zu sehen, ist die geringere Neigung der Versuche aus dem DVS-Bericht 9042 [125]. Bei der Einzelauswertung wird eine Neigung $k = 6$ errechnet, während für die Versuche aus dem FAT-Bericht 138 [77] Neigungen im Bereich von 3 bis 5,1 errechnet werden. Dies passt gut zu den Literaturwerten für Aluminiumschweißnähte zum Beispiel bei Eibl et al. [42]. Dieser hat bei Scherzugproben eine Neigung K von 4,3 ermittelt. Für die geprüften Proben wurde allerdings eine erheblich geringere Spannung am Abknickpunkt von $\sigma_K = 137$ MPa bei $N = 2 \times 10^5$ ermittelt. Die Streuspanne liegt mit mindestens $T_\sigma = 1 : 1,95$ höher als die Ausgangsstreuspannen mit einer maximalen Streuspanne von $T_\sigma = 1 : 1,64$. Allerdings ist bei den Stahlschweißpunkten eine ähnlich große Überhöhung zu sehen.

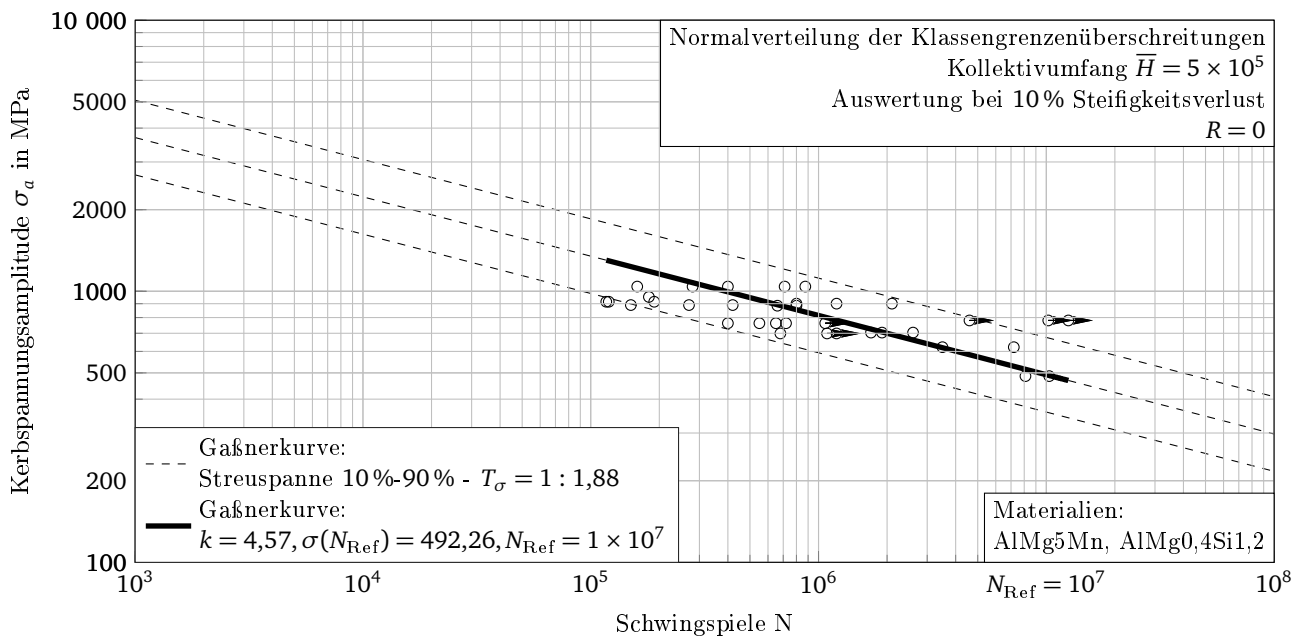


Abbildung 4.33.: Gaßnerkurve für 8 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

Die Auswertung der Versuche mit variablen Amplituden zeigt eine etwas flachere Gaßnerkurve mit $k = 5,6$. Die Spannung für die Referenzschwingspielzahl $N_{\text{Ref}} = 1 \times 10^7$ ist im Vergleich zu den konstanten Amplituden um circa den Faktor 2,25 erhöht. Da sich bei den konstanten Amplituden die Auswertung der Hauptnormalspannung als vorteilhaft erwiesen hat, wurde nur diese ausgewertet. Die Gaßnerkurve für 8 Anbindungspunkte und direkter Anbindung ist in Abbildung 4.33 dargestellt, alle Auswertungen finden sich in Anhang G.

5 Bewertung der Untersuchungen

Nach der Auswertung aller Berechnungen können die relevanten Daten für die Punktbewertung in Tabelle 5.2 zusammengetragen und in Tabelle 5.1 bewertet werden. Die Bewertung nach erzielten Punkten zeigt dabei ein deutliches Verbesserungspotential durch den Einsatz der BMWeld-Modellierung. Einzig die FEMFAT-Modellierung kann annähernd so gute Ergebnisse erzielen. Die für die Steifigkeitsmodellierung verwendete Linchweld-Methode zeigt keine Vorteile die eine gesonderte Modellierung rechtfertigen.

Bei den konventionellen Methoden kann sich die FEMFAT-Modellierung vor allem bei der Robustheit gegenüber variierenden Netzgrößen gegenüber dem Rupp-Modell auszeichnen. Bei der Streuspanne liegen beide mit 2 Punkten gleichauf, allerdings liegt das daran, dass bei FEMFAT die Ergebnisse der worst-case Wöhlerlinie genutzt wurde. Durch das Konzept mit mehreren Wöhlerlinien können für einzelne Belastungswinkel deutlich geringere Streuspannen bis hin zu $T_{\sigma} = 1 : 1,27$ erzielt werden.

Innerhalb der BMWeld-Modellierungen zeigen sich die Unterschiede vor allem bei der Robustheit gegenüber dem variierenden Netz. Die indirekten Methoden schneiden bei dieser Kategorie durchweg schlechter ab. Abweichungen bei der Spannung von $\Delta\sigma \geq 5\%$ bei anderer Netzgröße führen bei einer Wöhlerlinienneigung k von 6 nach Gleichung 2.5 zu einem Unterschied in der Lebensdauer von 25 % und somit zu einer erheblichen Verschlechterung der Prognosegüte. Bei Verdrehung der Hexaeder ist dieser Einfluss noch wesentlich stärker. Auch die Streuspannen der Wöhlerlinien sind größer. Aus den Erfahrungen in Abschnitt 4.1 kann geschlossen werden, dass vor allem Punkte mit Schälzugbelastung eine geringere Prognosegüte aufweisen. Bei einer Modellierung mit 16 Anbindungspunkten tritt aufgrund der Interpolationselemente eine wesentliche Verschlechterung der Ergebnisse auf.

Demgegenüber sind die direkten Methoden wesentlich robuster, sowohl gegenüber variierender Netzfeinheit als auch gegenüber einer Verdrehung des Superelementes. Prinzipbedingt ist dabei die Anbindung mit 16 Anbindungspunkten aufgrund der geringeren maximalen Verdrehung wesentlich besser. Bei gleicher Vernetzung zeigt sich allerdings keine Verbesserung der Prognosegüte, 8 Anbindungspunkte reichen offensichtlich aus um die Verformungen im Superelement korrekt abzubilden.

Einen graphischen Überblick über die Bewertung der wichtigsten Modellierungen findet sich in Abbildung 5.1. In die einzelnen Koordinatenrichtungen zeigen höhere Werte bessere Ergebnisse an, die Bewertung einer gesamten Methode erlaubt die Betrachtung der umschlossenen Fläche. Deutlich zu sehen ist die geringe umschlossene Fläche bei den bisher verwendeten Methoden und somit die Überlegenheit der BMWeld-Methode.

Aufgrund der Robustheit gegenüber dem umliegenden Netz und dem geringeren Modellierungsaufwand wird für den Einsatz im Berechnungsprozess die direkte Anbindung mit 16 Anbindungspunkten des BMWeld-Modells empfohlen. Durch die zusätzlichen Anbindungspunkte wird die Robustheit wesentlich erhöht und der Einbau in das Karosserienetz erleichtert. Insbesondere im Hinblick auf die Güte der Steifigkeitsabbildung sollte auch der Ersatz der Linchweld- durch die BMWeld-Methode für die Steifigkeits- und Akustikbewertung der Fahrzeugkarosserien überprüft werden.

Tabelle 5.1.: Punktbewertung der Schweißpunktmodelle.

	Feinheit des Superelementes	Fein	Grob	Fein	Grob	Grob	Grob						
	Anbindungspunkte	8	8	8	8	16	16	Rupp	FemFat	Linchwald			
	Anbindungsart	Indirekt	Indirekt	Direkt	Direkt	Indirekt	Direkt						
Wöhlerdaten	T_s bei $P_{UL} = 90\%$	4	4	5	5	4	5	2	2	-			
Konvergenz	$\Delta\sigma_{\text{Netzfeinheit}}$	4	4	5	5	3	5	1	4	-			
	$\Delta\sigma_{\text{Verdrehung}}$	1	1	5	2	4	5	1	3	-			
	$s^2_{\epsilon, \text{Versuch}}$	1	3	1	3	3	3	3	2	2			
Torsionssteifigkeit (Doppel-)Hutprofil	s^2_{ϵ}	1	4	1	4	3	3	3	3	3			
Modelldaten	Modellierungsaufwand	5	5	2	2	5	3	3	3	5			
Summe		16	21	19	21	22	24	13	17	10			

Tabelle 5.2.: Zusammengefasste Ergebnisse als Grundlage der Punktbewertung.

	Feinheit des Superelementes	Fein		Grob		Fein		Grob		Grob		Grob		Rupp		FemFat		Linchweld	
		Indirekt		Indirekt		Direkt		Direkt		Indirekt		Direkt		Direkt		Direkt		Direkt	
Anbindungspunkte		8		8		8		8		16		16		16		16		16	
Anbindungsart		Indirekt		Indirekt		Direkt		Direkt		Indirekt		Direkt		Direkt		Direkt		Direkt	
Wöhlerdaten	T_S bei $P_{\text{ÜL}} = 90\%$	2,13		2,11		1,98		1,97		2,06		1,97		2,53		2,41			
Konvergenz	$\Delta\sigma_{\text{Netzfeinheit}}$	4,96		4,81		1,85		1,65		8,94		2,01		14,47		4,53			
	$\Delta\sigma_{\text{Verdrehung}}$	32,49		30,07		2,54		9,71		3,71		1,17		18,07		7,65			
Torsionssteifigkeit (Doppel-)Hutprofil	$s_{c,\text{Versuch}}^2$	100,3%		10,6%		100,1%		11,2%		11,3%		11,3%		11,1%		16,9%		15,8%	
	s_c^2	38,1%		9,9%		41,2%		9,5%		10,4%		10,7%		10,9%		13,6%		12,2%	
Modelldaten	Modellierungsaufwand [h]	1		1		10		10		1		8		6		8		1	

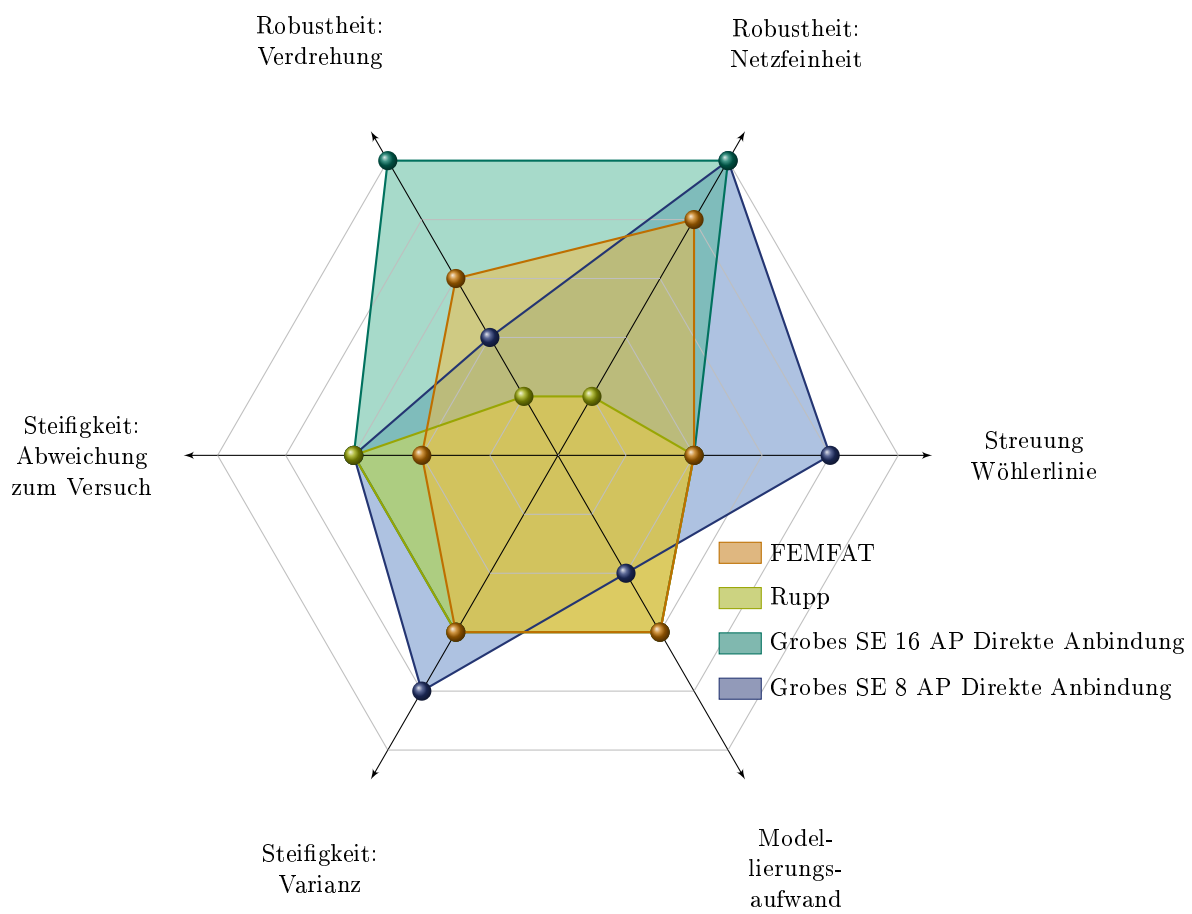


Abbildung 5.1.: Graphische Darstellung der Bewertung verschiedener Superelement- und herkömmlicher Modellierungen.

6 Einsatz in der Praxis

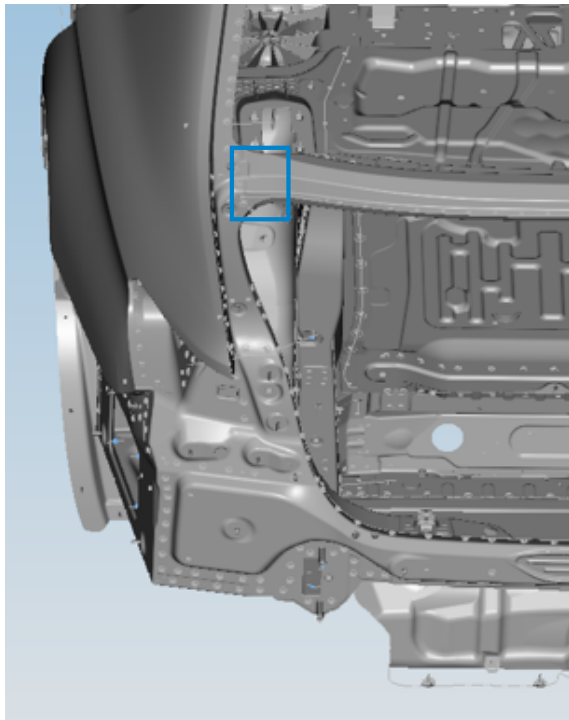
Im Rahmen der Einführung der BMWeld-Methode als Standardprozess zur Bewertung von Schweißpunkten bei der BMW Group wurden an ausgewählten Beispielen Vergleichsrechnungen zur bisher eingesetzten FEMFAT-Methode durchgeführt. Basis dafür waren Ergebnisse aus experimentellen Schwingfestigkeitsversuchen an Karosseriebauteilen. In Stichprobenversuchen wird dabei die Belastung auch nach Erreichen der Anforderung noch weiter aufgebracht und bis hin zu 50 % Übererfüllung der Anforderung geprüft. In den Schaubildern ist dabei die Lebensdauer in Bezug auf die Anforderung aufgetragen, 100 % bedeutet also, dass der Schweißpunkt genau auf Ziel ausgelegt ist. In der numerischen Lebensdaueranalyse wurde ECS FEMFAT benutzt, die Wöhlerlinie wurde mit der Haibachmodifikation $k' = 2k - 1$ und für eine Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\bar{U}} = 90\%$ auf die Schädigung $D = 1$ ausgewertet. Angenommen wurde, dass Schweißpunkte ab einem rechnerischen Schädigungswert $D = 0,5$ beziehungsweise einer berechneten Laufzeit von 200 % versagenkritisch sind.



Abbildung 6.1.: Aufbau einer Prüfung der Anhängervorrichtung.

Das erste Beispiel soll die Bewertung der Schweißpunktlebensdauer bei Anhängelasten sein. Im Rahmen eines Forschungsprojektes wurden beim LBF Darmstadt die Lasten auf die Anhängervorrichtung bei der Verwendung eines Fahrradheckträgers ausgewertet und standardisierte Lastzeitreihen abgeleitet [128]. Mit Überhöhungsfaktoren kann zum Beispiel der Einfluss einer geringen Versuchsstichprobe abgebildet werden. Im Versuch wird der hintere Karosserieteil in das Prüfgestell eingebaut. Dabei wird an der Schnittfläche, welche auf Höhe der hinteren Sitzbank liegt, eingespannt und zusätzlich über die hintere Dämpferaufnahme abgestützt. Die Last wird über die Anhängervorrichtung in alle 3 Koordinatenrichtungen simultan aufgebracht. Graphisch dargestellt ist der Prüfaufbau in Abbildung 6.1.

Im Versuch traten dabei Risse an zwei Schweißpunkten eines Verstärkungsbleches im Übergang vom Gepäckraum zum Fahrgastraum auf. Wie in Abbildung 6.2 zu sehen, sind die beiden Schweißpunkte an zwei Seiten eines Trägers angebracht. In Verbindung mit den weiteren Schweißpunkten im näheren



(a) Überblick Geometrie.



(b) Detail - angerissene Schweißpunkte rot markiert.

Abbildung 6.2.: Geometrie nahe der geschädigten Schweißpunkte.

Umfeld kann auf eine vorwiegende Scherzugbelastung geschlossen werden. Aufgrund dessen und der feinen Vernetzung in der Umgebung wurden die beiden FEMFAT-Schweißpunkte durch zwei BMWeld-Schweißpunkte mit 16 Anbindungspunkten und indirekter Anbindung ersetzt. Mit der bisher üblichen Methode nach FEMFAT wurde für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 % eine Lebensdauer von 3000 % relativ zur Versuchsdauer errechnet. Mit der BMWeld-Methode wurde eine wesentlich kürzere Lebensdauer errechnet, nämlich 160 %. Bei beiden wurde der Anriss auf der, dem Blechrand abgewandten Seite prognostiziert. Die beiden Berechnungsergebnisse sind in Abbildung 6.3 vergleichend dargestellt.

Im Versuch wurden bei der Inspektion nach 120 % eine kompletter Ausriss der beiden Schweißpunkte festgestellt. Eine Reihenfolge konnte leider nicht festgestellt werden, da zum Zeitpunkt der Überprüfung bereits beide Punkte ausgerissen waren. In diesem Beispiel zeigte die BMWeld-Methode eine wesentlich Verbesserung bei der Prognose der Lebensdauer, da zumindest bei einem Schweißpunkt die hohe Schädigung erkannt wird und dementsprechende Maßnahmen ergriffen werden können.

Als zweites Beispiel soll ein dynamischer Test einer Tankhalterung dienen, siehe Abbildung 6.4a. Der betrachtete Tank ist für die Aufnahme von Ammoniak zur Nachbehandlung der Abgase bestimmt und ist über drei Halter (blau markiert) an die Karosseriestruktur angebunden. Da dieses Bauteil durch die Fahrbahn- und Fahrdynamikanregung dynamisch belastet wird, erfolgt die Prüfung auf einem Shaker. Dazu wird die Karosserie etwa auf Höhe der Rücksitzbank abgeschnitten und starr mit dem Shakergestell verbunden. Diese Anbindung ist weiter von dem Tank entfernt, um unrealistische Versteifungen auszuschließen. Im Versuch werden nacheinander die 3 Koordinatenrichtungen mit einem, aus dem Versuchsbetrieb abgeleiteten, Rauschprofil angeregt. Im Versuch trat Versagen bei 110 % der Lebensdaueranforderung, also bei der Schwachstellenanalyse auf. Nur die beiden Schweißpunkte in Halter 1 waren durchgerissen, siehe Abbildung 6.4b. Es konnte nicht festgestellt werden, welcher Schweißpunkt als erstes versagt hat, da bei der automatischen Abschaltung bereits beide Punkte durchgerissen waren. Es ist nicht auszuschließen, dass ein Schweißpunkt versagt hat und danach der andere durch die alleinige Belastung früher als erwartet zerstört wurde.

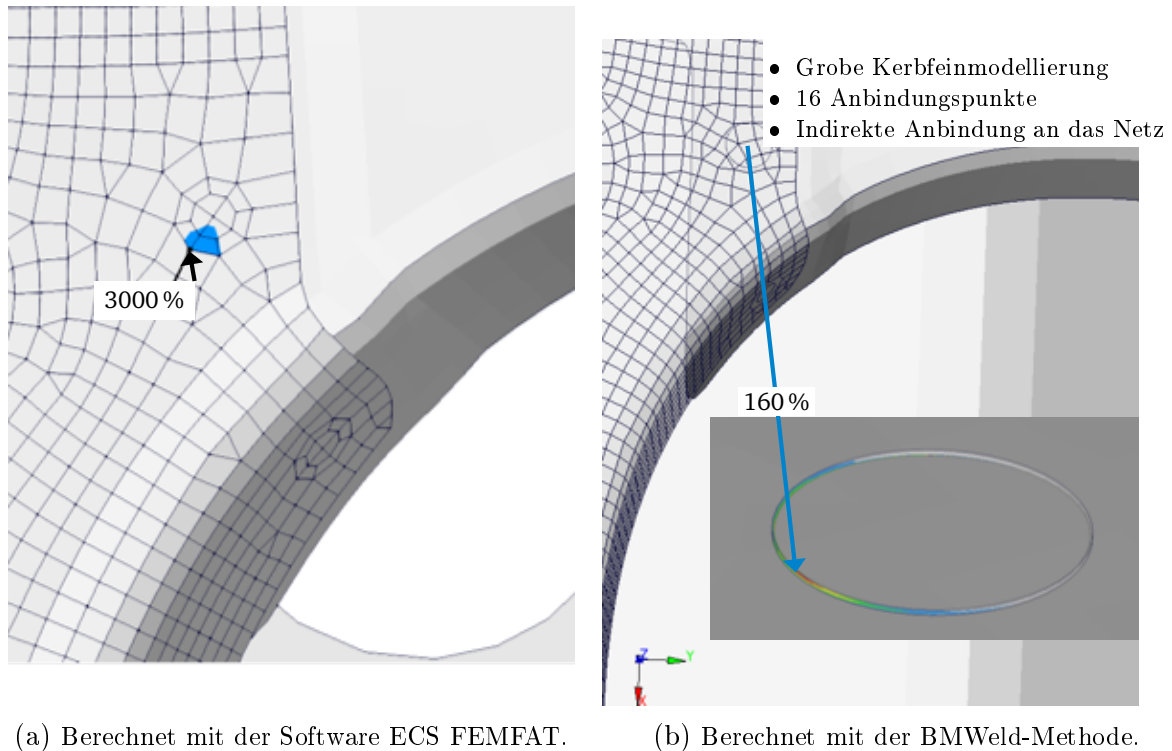
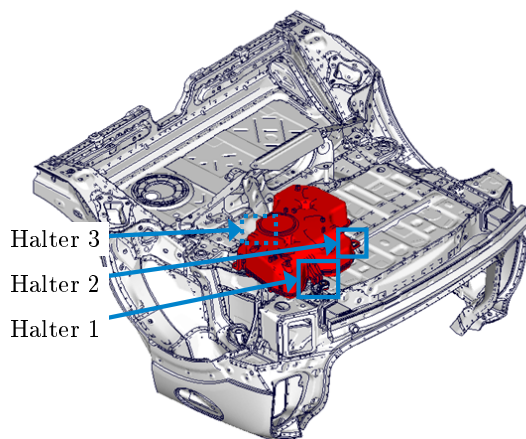


Abbildung 6.3.: Ergebnisse der numerischen Lebensdaueranalyse.

Die numerische Lebensdauerbewertung erfolgte zum einen mit der FEMFAT-Methode und zum anderen mit BMWeld. Bei der Berechnung mit FEMFAT wurde die originale Wöhlerlinie verwendet und diese zeigte an allen Haltern eine gleichmäßig hohe Schädigung, die zu numerisch berechneten Lebensdauern von 20 % bis 100 % führt. Der kritische Schweißpunkt wird dabei getroffen, allerdings liegt die berechnete Lebensdauer bei einem Fünftel der realen. Bei der Modellierung mit der BMWeld-Methode mit 16 Anbindungspunkten und indirekter Anbindung an das Netz sind die errechneten Lebensdauern durchweg länger. Halter 3 wird komplett unkritisch mit 324 %, Halter 2 hat eine ausreichende Lebensdauer von 168 % der Anforderung. Die zwei Schweißpunkte am angerissenen Halter 1 zeigen numerisch eine Lebensdauer von 120 % sowie 176 %. Auch hier zeigt die Modellierung mit BMWeld eine wesentliche höhere Prognosegüte im Vergleich zur bisher üblichen Modellierung mit FEMFAT. Zwar ist die Berechnung leicht nicht-konservativ, allerdings wird sicher der geschädigte Halter erkannt und die Abweichung zum Versuch ist wesentlich geringer als bei der FEMFAT-Methode. Ein graphischer Vergleich der Berechnungsergebnisse findet sich in Abbildung 6.5.



(a) Gesamtansicht des Tanks im Fahrzeug. Die Blickrichtung ist von hinten unten, zu sehen ist also der Unterboden.



(b) Schadensbild an Halter 1.

Lebensdauer im Versuch: 110 %

Abbildung 6.4.: Position des Halters im Fahrzeug und Schadensbild.

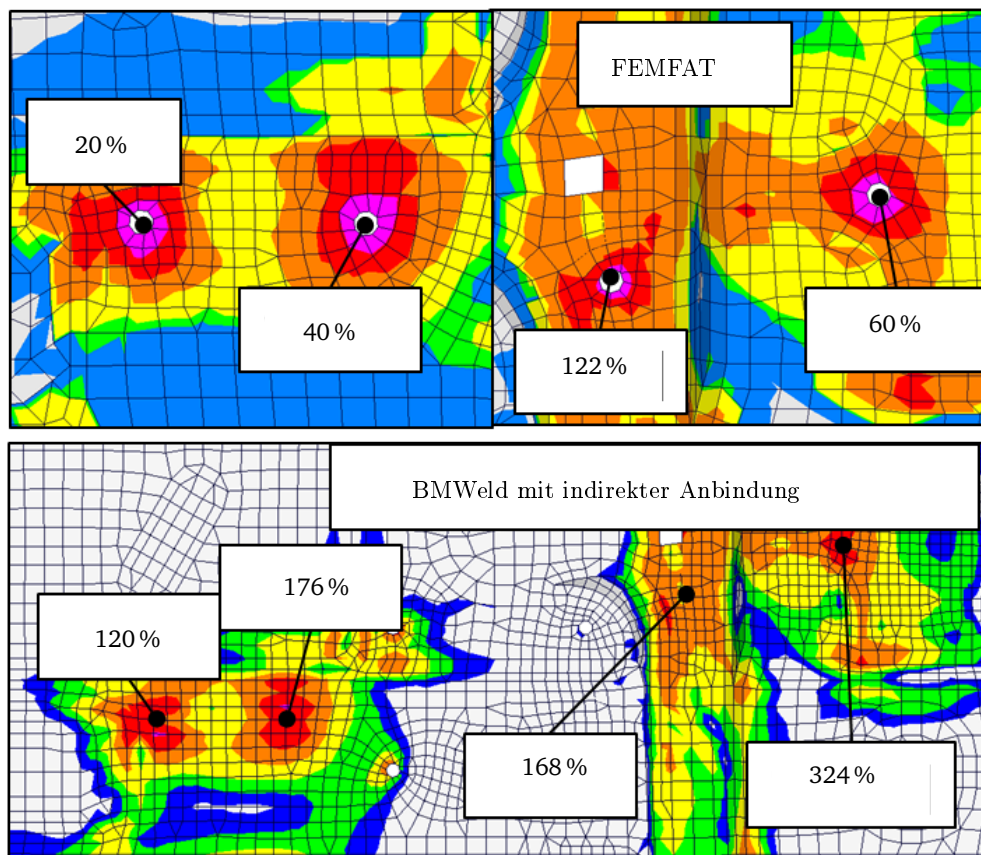


Abbildung 6.5.: Vergleich der numerischen Lebensdaueranalyse mit FEMFAT und BMWeld. Dargestellt sind die Schweißpunkte an den drei Haltern.

7 Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung

Das Ziel dieser Arbeit war die Entwicklung einer Methode zur automatisierten Bewertung der Lebensdauer von Widerstandsschweißpunkten mit Hilfe der Kerbspannung. Schweißpunkte werden heute üblicherweise mithilfe von Nennspannungskonzepten zum Beispiel nach Rupp oder ECS ausgewertet. In einer Vorbetrachtung wurden diese Verfahren mit ihren Vor- und Nachteilen dargestellt und als Referenzmethoden zur Bewertung der erarbeiteten Methode definiert. Ergänzend zur Bewertung der Lebensdauerversuche wurde die Abbildung der Verbindungssteifigkeit untersucht. Als Referenzverfahren dafür dient die Linchweid-Methode, welche OEM-übergreifend einen Standard für Steifigkeitsbewertungen darstellt.

Die Grundlage der Untersuchungen stellt eine Datenbank von Schweißpunktversuchen für Stahl- und Aluminiumbleche mit konstanten und variablen Lastamplituden dar. In dieser Datenbank sind über 800 Versuchspunkte für Stahl und über 150 Versuchspunkte für Aluminium zusammengefasst. Zur Auswertung dieser Versuche sowie der berechneten Kerbspannungen, wurde eine Matlab-Routine erstellt, welche die Kennwerte der Wöhler- beziehungsweise Gaßnerkurven nach Spindel und Haibach bestimmt.

Für Stahlschweißpunkte existieren Versuche mit unterschiedlichsten Probenotypen und Belastungsrichtungen mit uni- und proportionalen multiaxialen Lasten. Der Großteil der Versuche wurde mit dem im Karosseriebau üblichen Tiefziehstahl DC04 durchgeführt, es existieren aber Stichprobenversuche für den Dualphasenstahl DP500 und den hochfesten Stahl ZE380. Neuauswertungen der Versuchsreihen zeigen größtenteils eine versuchstechnisch geringe Streuung der Wöhlerkurven von bis zu $T_\sigma \approx 1 : 1,3$. Vor allem die Versuche an einer Rohrprobe weisen aber aufgrund von Fertigungstoleranzen und schwieriger Montage höhere Streuungen im Bereich von $T_\sigma = 1 : 1,28$ bis $T_\sigma = 1 : 1,76$ auf. Da die numerisch berechnete Streuung prinzipbedingt nicht unterhalb der maximalen Streuung aus dem Versuch liegen kann, ist der Referenzwert für die numerischen Methoden $T_\sigma = 1 : 1,76$.

Zusätzlich wurde die Mittelspannungsempfindlichkeit untersucht, da diese in der Literatur sehr unterschiedlich bewertet wird. Die wenigen auswertbaren Versuchsreihen zeigen zum Teil deutliche Abweichungen voneinander und es wurde für die spätere Berechnung die Mittelspannungsempfindlichkeit $M = 0,1$ zwischen $R = -1$ und $R = 0,5$ angenommen.

Bei Aluminiumschweißpunkten wurden in der Literatur nur Hutprofile mit reinem Innendruck oder reiner Torsion untersucht. Bei den drei untersuchten Materialien stellte sich heraus, dass die Fertigungsstreuungen bei AlMg0,4Si0,9 so groß sind, dass sie für eine Bewertung der numerischen Methode nicht geeignet sind. Für den Werkstoff AlMg5Mn sind die Streuungen der Wöhlerkurven ähnlich gering wie bei den Stahlschweißpunkten: $T_\sigma = 1 : 1,3$. Für die Auswertung der Mittelspannungsempfindlichkeit existierten nur zwei Stützstellen mit stark divergierenden Werten, daher wurde die Mittelspannungsempfindlichkeit entsprechend dem Literaturwert gewählt:

$$M_{\text{Aluminium}} = 0,25$$

Bei der Umsetzung der Methode werden Kerbfeinmodelle über die Fähigkeiten des FE-Solvers MSC.Nastran in Superelemente kondensiert. Diese Superelemente stellen für die Rechnung der Gesamtmodelle Steifigkeits- und Massenmatrizen für die einzelnen Schweißpunkte entsprechend ihren Abmessungen zur Verfügung. Zusätzlich sind Formeln enthalten, welche in einem nachgelagerten Schritt die Berechnung der Verschiebungen und Spannungen im Kerbgrund erlauben. Mit den Kerbspannungen kann dann eine Auswertung im Hinblick auf die Lebensdauer erfolgen. Es wurden dabei drei verschiedene Spannungen im Hinblick auf die Prognosegüte bei der Schwingfestigkeitsanalyse untersucht:

Tabelle 7.1.: Kennzahlen für die verwendeten Kerbfeinmodellierungen.

	Grobe Vernetzung	Feine Vernetzung
Fiktiver Kerbradius	0,05 mm	0,05 mm
Elemente über Kerbradius	8	12
Elemente über SP-Durchmesser	46	180
Elementansatz	linear	quadratisch
Elementreihen in Kerbtiefe zur Auswertung der Effektivspannung	2	6

- Von Mises-Vergleichsspannung
- Vorzeichenbehaftete von Mises-Vergleichsspannung
- Betragsmäßig größte Hauptnormalspannung

Für den gesamten Prozess der Superelementgenerierung, des -einbaus und der Auswertung wurden Matlab-Routinen erstellt. Die in dieser Arbeit verwendeten Superelemente basieren auf zwei verschiedenen Feinheiten des Kerbfeinmodells, siehe Tabelle 7.1. Die Einbindung der Superelemente in das globale FE-Netz kann über 8 oder 16 Anbindungspunkte erfolgen. Die Anbindung dieser Punkte an das Netz kann entweder analog dem Linchwend-Verfahren indirekt mit Interpolationselementen oder direkt vom Superelement an die Schalenelemente erfolgen. Nach Definition der Superelemente und ihrer Anbindung wurden sukzessive die folgenden Punkte untersucht:

- Genauigkeit der Anbindung und des Superelementes im Vergleich zu Volumenmodellen
- Probensteifigkeiten im Vergleich zu Versuchen mit (Doppel-)Hutprofilen
- Streuung T_σ der numerisch bewerteten Versuchsdaten
- Einsatz eines Effektivspannungskonzeptes
- Einfluss des umgebenden Netzes auf die Lebensdauerbewertung
- Modellierungs- und Berechnungsaufwand

Durch die Routinen automatisiert, wurden Hexaeder mit entsprechender Kennzeichnung in den FE-Modellen der Proben durch Superelemente ersetzt und wenn nötig neue Superelemente durch Streckung der Basis-Kerbfeinmodelle erzeugt. Nach der Berechnung mit MSC.Nastran wurden die Ergebnisse wiederum durch eine Routine ausgewertet und über Visualisierungsmodelle dargestellt.

Bei der Auswertung der Anbindung auch in Kombination mit Superelementen hat sich gezeigt, dass indirekte Methoden für Scherbelastungen gut geeignet sind, aber bei Schälzug große Abweichungen bis hin zu 24 % auftreten. Direkte Methoden zeigen hingegen eine sehr genaue Abbildung der Steifigkeit und der Spannungen im Vergleich zu einer reinen Vernetzung mit Volumenelementen.

Im Vergleich der Steifigkeiten zu Versuchen an Hutprofilen und Doppelhutprofilen ist ein großer Einfluss der Modellierungsmethodik zu sehen. Indirekte Anbindungen fügen prinzipbedingt dem Berechnungsmodell doppelte Steifigkeiten im Schweißpunktbereich hinzu. Sowohl die Schalenelemente als auch die Volumen- beziehungsweise Superelemente beinhalten die Steifigkeit der verbundenen Bleche. Daher ist für große Blechstärken und Dreiblechverbindungen eine zu hohe Steifigkeit zu beobachten. Eingeschränkt gilt dies auch für Rupp- und FEMFAT-Modellierungen bei denen der Balken zumindest das Volumen des Schweißpunktes zusätzlich an Steifigkeit in das Modell einbringt. Trotzdem ist von den konventionellen Verfahren die Modellierung nach Rupp mit der geringsten Abweichung zum Versuchswert.

Die BMWeld-Methodik zeigt zu Rupp vergleichbare Abweichungen. Allerdings ist bei der indirekten Anbindung zu erwarten, dass der Fehler für Schälzugbeanspruchungen aufgrund der Anbindung größer wird.

Für die Schwingfestigkeitsanalyse wurde die Datenbasis auch für Rupp und FEMFAT erneut ausgewertet um einen Vergleich zu konventionellen Verfahren zu ziehen. Die generierte Rupp-Wöhlerlinie stimmt fast exakt mit dem Literaturwert überein, wenn die Rohrproben omittiert werden. Bei diesen war bekannt, dass die Berechnungsmethode zu großen Abweichungen führen würde. Dies konnte bestätigt werden, denn die Rohrproben wiesen alle zu hohe numerische Spannungen auf und die Streuspanne T_{σ} stieg von 1:2,53 auf 1:3,04. Bei der Methode nach FEMFAT wird nach 7 Belastungswinkeln unterschieden, von reinem Scherzug bis hin zu reinem Kopfzug. Mit der gesamten Versuchsbasis wurden Streuspannen von $T_{\sigma} = 1 : 1,27$ bis $T_{\sigma} = 1 : 2,41$ errechnet. Wichtet man diese 7 Streuspannen mit der Anzahl der Versuche die in den Einzelwöhlerlinien enthalten sind, so erhält man eine gewichtete Streuspanne von $\bar{T}_{\sigma} = 1 : 1,94$. Dieser Wert kann aber nur einen groben Anhaltswert liefern, denn im worst-case gilt immer die größte Streuspanne. Aber selbst mit dieser wird eine leichte Verbesserung gegenüber der Rupp-Methode erreicht.

Wenn nun die BMWeld-Varianten ausgewertet werden, so zeigen sich deutliche Verbesserungen in der Prognosegüte. Prinzipiell genauere Ergebnisse zeigen die direkten Anbindungen. Einen untergeordneten Einfluss hat die Vernetzung des Kerbfeinmodells, welches dem Superelement zu Grunde liegt. Selbst die gröbere Vernetzung zeigt nur unwesentlich höhere Streuspannen T_{σ} . Die üblichen ermittelten Streuspannen bei der direkten Anbindung liegen dabei bei 1:2 bis 1:2,1 und somit unterhalb der Referenzstreuspannen. Es zeigte sich dabei bei den Modellen mit 8 Anbindungspunkten ein leichter Vorteil, wenn die betragsmäßig größte Hauptnormalspannung ausgewertet wird. Bei 16 Anbindungspunkten sollte die von Mises-Vergleichsspannung genutzt werden. Der Einsatz des Effektivspannungskonzeptes wirkt sich nur bei der Auswertung der Knotenspannung positiv aus. Die Streuspannen können bei einem reduzierten Datensatz um $\approx 5\%$ gesenkt werden. Allerdings erhöht sich der numerische Aufwand stark und derzeit ist die Nutzung von Knotenspannungen im verwendeten Solver Nastran bei Superelementen nicht möglich.

Bei der abschließenden Prüfung der BMWeld-Methode auf Robustheit gegenüber variierendem umgebenden Netz zeigte sich ein signifikanter Vorteil der direkten Anbindung bei 8 Anbindungspunkten. Während bei dieser weder die Verdrehung des Hexaeders noch die Änderung der Elementgrößen eine Änderung der auslegungsrelevanten Kerbspannung von $>10\%$ zeigte, ist der Unterschied bei der indirekten Anbindung $>30\%$. Bei 16 Anbindungspunkten sinken die Unterschiede bei beiden Anbindungstypen, die direkte Anbindung ist aber ungefähr um den Faktor 5 besser. Sowohl die Rupp- als auch die FEMFAT-Methode zeigen größere Abweichungen als die direkte Anbindung mit 8 Anbindungspunkten oder beide Typen der Anbindung bei 16 Anbindungspunkten der BMWeld-Methode.

Der Gesamtüberblick zeigt eine deutliche Empfehlung für den Einsatz der BMWeld-Methode zur Schweißpunktabbildung. Die grobe Kerbfeinmodellierung zeigt dabei nahezu identische Ergebnisse zur feinen, ist allerdings im Handling, der Dateigröße und vor allem der Berechnungsgeschwindigkeit überlegen. Für den Berechnungsprozess werden folgende Empfehlungen getroffen:

- Einsatz der BMWeld-Methode mit grober Kerbfeinmodellierung
- Wahl der Zahl der Anbindungspunkte nach lokaler Netzfeinheit
- Direkte Anbindung der Superelemente an das umgebende Schalennetz
- Grenzwerte für die numerische Lebensdaueranalyse analog Tabelle 7.2, graphische Darstellung in Abbildung 7.1

Erste Untersuchungen der Methode an Fragestellungen im Gesamtfahrzeug haben deutliche Verbesserungen bei der numerischen Schwingfestigkeitsanalyse gezeigt. Durch die Implementation der Modellierung in dem kommerziell erhältlichen FEM Pre-Processor ANSA wird die Vernetzung wesentlich vereinfacht.

Tabelle 7.2.: Kennwerte der Wöhlerlinien bei Einsatz der Kerbfleinmodelle aus der vorliegenden Arbeit.
 N_K ist stets 1×10^7 , $R = 0$.

	Anbindungspunkte	k	k^*	σ_K	T_σ	ausgewertete Spannung
Stahl	8	5,7	22	358	2,03	Hauptnormalspannung
	16	5,7	22	356	2,16	von Mises-Vergleichsspannung
Aluminium	8	4,4	22	239	1,95	Hauptnormalspannung
	16	4,4	22	238	1,99	Hauptnormalspannung
	8	5,6	22	538	1,69	Variable Amplituden mit $\nu = 2$, Hauptnormalspannung
	16	5,6	22	516	1,64	Variable Amplituden mit $\nu = 2$, Hauptnormalspannung

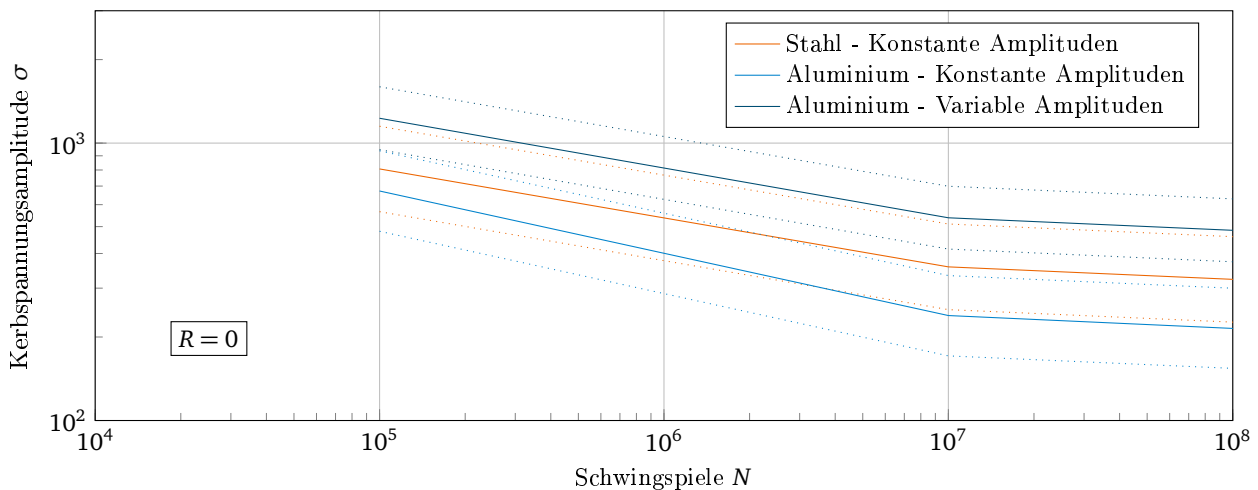


Abbildung 7.1.: Wöhler- und Gaßnerkurven für Aluminium- und Stahlschweißpunkte für eine Modellierung mit 8 Anbindungspunkten, direkter Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

Im Rahmen der Arbeit wurden weitere Fragestellungen aufgeworfen, welche in der Zukunft untersucht werden sollten. So standen Steifigkeitsversuche nur für Hutprofile und Doppelhutprofile unter Torsionsbelastung zur Verfügung. Dabei tritt am Schweißpunkt vorwiegend Scherzug auf. Insbesondere für Schälzug sollten sich deutlichere Abweichungen für die indirekten Methoden zeigen. Auch der Einfluss bei der Rupp- und der FEMFAT-Modellierung ist zu quantifizieren.

Die korrekte Abbildung der Steifigkeiten in der numerischen Modellierung der Fahrzeugstruktur ist von größter Wichtigkeit, um im Berechnungsprozess auch in der modalen Abbildung sichere Prognosen bezüglich der Lebensdauer aber auch der Akustik treffen zu können. Gerade bei der lokalen Anbindung schwerer Massen wie zum Beispiel Batterien an die Fahrzeugstruktur besteht dringender Forschungsbedarf. Dazu sollte in einem ersten Schritt untersucht werden, wie mit dem dargelegten Berechnungsmodell die quasistatische Steifigkeit zum Beispiel durch Anpassung der Steifigkeit im Bereich der Schweißlinse und der Wärmeeinflusszone noch weiter an den Versuch angenähert werden kann. Anschließend kann an Resonanzversuchen der Einfluss der Fügestellendämpfung untersucht und über eine Dämpfungsmatrix ins Superelement integriert werden. Schlussendlich wäre es damit möglich, die BMWeld-Methode auch als Ersatz für die Linchweld-Methode einzusetzen und somit ein gemeinsames Steifigkeits-, Akustik- und Betriebsfestigkeit-FE-Netz einzusetzen.

Auch die schädigende Wirkung von Torsionslasten an Schweißpunkten bleibt weiterhin ein zu untersuchender Aspekt. Während die bisher eingesetzte Methode nach Rupp diese Lasten vernachlässigt, sind beim erarbeiteten BMWeld-Modell Spannungen in der Kerbe beziehungsweise bei der FEMFAT-Methode Spannungen in den umgebenden Schalenelementen vorhanden. Aufgrund fehlender Versuchswerte konnte aber nicht geprüft werden, ob sich auch diese Lasten mit einem Kerbspannungsmodell in der Lebensdaueranalyse korrekt abbilden lassen.

Um auch beim stärkeren Einsatz von Aluminiumschweißpunkten sichere Aussagen bezüglich der Lebensdauer treffen zu können, sind weitere Versuche notwendig. Die bisher verwendete Datenbasis ist sehr klein und es fehlen in den Daten reine Kopf- / Schälzugbelastungen und kombinierte Belastungen. Außerdem wiesen die zwei berechneten Mittelspannungsempfindlichkeiten große Unterschiede auf, daher sollten Versuche sowohl für $R = -1$ als auch für $R = 0$ und $R = 0,5$ durchgeführt werden um einen Mittelspannungsparameter festlegen zu können.

Die Auswertung der Kerbspannungen in einem Matlab-Skript ist bereits in einem Skript automatisiert, allerdings nur für Wöhler- und Gaßnersversuche. Für die Auswertung von LZR ist das Einlesen von extra ASCII-Dateien in die verwendete Betriebsfestigkeits-Software notwendig. Daher bietet sich für den Berechnungsprozess die Implementation in eine kommerziell erhältliche Software an. Aktuell laufen dazu Untersuchungen bei der Firma ECS um das Auslesen der Spannungen aus dem Schweißpunkt direkt aus der binären Ergebnisdatei in FEMFAT zu implementieren. Damit könnte die Auswertung auch für komplexe LZR und der BMWeld-Modellierung schnell und problemlos innerhalb der Software erfolgen.



Literaturverzeichnis

- [1] H. Braess und U. Seiffert. „Vieweg Handbuch Kraftfahrzeugtechnik“. ATZ/MTZ-Fachbuch. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013.
- [2] C. Zeherbauer. „Sonderereignislasten.“ In: BMW ProMotion Dialogtag 2014 - Tagungsband. 2014.
- [3] C. Haslauer. „Entwicklung eines Systems zum Punktschweißen von Aluminiumbauteilen in den Materialmischbaustellen einer Karosseriestruktur als alternative Verbindungstechnik zu herkömmlichen kalten Fügeverfahren“. Bachelor Thesis. München: Hochschule München, 2012, S. 135.
- [4] W. Schütz. „A history of fatigue“. In: Engineering Fracture Mechanics 54.2 (1996), S. 263–300.
- [5] E. Haibach. „Betriebsfestigkeit. Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung“. 3., korr. und erg. Aufl. Springer, 2006.
- [6] H. A. Richard und M. Sander. „Ermüdungsrisse. Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden“. 2. Aufl. 2012. SpringerLink : Bücher. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2012, Online-Ressource (XI, 259S. 184 Abb, digital).
- [7] M. Brune. „Neue Methoden zur Beurteilung der Betriebsfestigkeit im Fahrzeugauslegungs- und -absicherungsprozess“. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 39.10 (2008), S. 754–760.
- [8] E. Gaßner. „Festigkeitsversuche mit wiederholter Beanspruchung im Flugzeugbau“. In: Luftwissen (1939).
- [9] C. M. Sonsino. „Ausgewählte Einflussgrößen auf die Betriebsfestigkeit“. In: MP Materials Testing 52 (7–8 2010), S. 428–439.
- [10] DIN 50100:1978-02. „Werkstoffprüfung; Dauerschwingversuch, Begriffe, Zeichen, Durchführung, Auswertung“. Feb. 1978.
- [11] Y.-L. Lee, J. Pan, R. Hathaway und M. Barkey. „Fatigue Testing and Analysis: Theory and Practice“. Butterworth-Heinemann, 2011.
- [12] D. Radaj und M. Vormwald. „Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Ingenieure“. Springer, 2007.
- [13] M. Hück. „Ein verbessertes Verfahren für die Auswertung von Treppenstufenversuchen“. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 14.12 (1983), S. 406–417.
- [14] W. W. Maennig. „Das Abgrenzungsverfahren, eine kostensparende Methode zur Ermittlung von Schwingfestigkeitskennwerten“. In: Materialprüfung 19 (1977), S. 280–289.
- [15] J. Schijve. „Fatigue of structures and materials in the 20th century and the state of the art“. In: International Journal of Fatigue 25.8 (2003), S. 679–702.
- [16] B. Pyttel, D. Schwerdt und C. Berger. „Very high cycle fatigue – Is there a fatigue limit?“ In: International Journal of Fatigue 33.1 (2011), S. 49–58.
- [17] C. M. Sonsino. „„Dauerfestigkeit“ - Eine Fiktion“. In: Konstruktion 4 (2005), S. 87–92.
- [18] C. M. Sonsino. „Ausgewählte Einflussgrößen auf die Betriebsfestigkeit“. In: Zukunftsperspektiven der Betriebsfestigkeit. (Darmstadt). 2008.
- [19] E. Bayraktar, I. M. Garcias und C. Bathias. „Failure mechanisms of automotive metallic alloys in very high cycle fatigue range“. In: International Journal of Fatigue 28.11 (2006), S. 1590–1602.
- [20] S. Stanzl-Tschegg. „Very high cycle fatigue measuring techniques“. In: International Journal of Fatigue 60.0 (2014), S. 2–17.

-
-
- [21] W. Schütz. „Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und bei veränderlicher Beanspruchung und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen“. In: Zeitschrift für Flugwissenschaften 50 (1967), S. 407–419.
- [22] Forschungskuratorium Maschinenbau FKM. „Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen“. VDMA Verlag GmbH, 2012.
- [23] M. Köhler, S. Jenne, K. Pötter und H. Zenner. „Zählverfahren und Lastannahme in der Betriebsfestigkeit“. Springer, 2012.
- [24] K. Störzel, T. Bruder und H. Hanselka. „Überlasten und ihre Auswirkungen auf die Betriebsfestigkeit widerstandspunktgeschweißter Feinblechstrukturen“. FAT Schriftenreihe Nr. 239. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V., 2012.
- [25] C. Sonsino. „Fatigue testing under variable amplitude loading“. In: International Journal of Fatigue 29.6 (2007), S. 1080–1089.
- [26] J. Spindel und E. Haibach. „The method of maximum likelihood applied to the statistical analysis of fatigue data“. In: International Journal of Fatigue 1.2 (1979), S. 81–88.
- [27] J. Baumgartner, E. Ince und H. Schmidt. „Erweiterung des Kerbspannungskonzepts auf Nahtübergänge von Linienschweißnähten an dünnen Blechen“. FAT Schriftenreihe Nr. 259. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V., 2013.
- [28] J. Ling und J. Pan. „A maximum likelihood method for estimating P-S-N curves“. In: International Journal of Fatigue 19.5 (1997), S. 415–419.
- [29] L. Xie, J. Liu, N. Wu und W. Qian. „Backwards statistical inference method for P–S–N curve fitting with small-sample experiment data“. In: International Journal of Fatigue 0 (2014).
- [30] S. Sarkani, T. Mazzuchi, D. Lewandowski und D. Kihl. „Runout analysis in fatigue investigation“. In: Engineering Fracture Mechanics 74.18 (2007), S. 2971–2980.
- [31] K.-H. Grote und J. Feldhusen, Hrsg. „Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau“. 22., neu bearb. u. erw. Aufl. Springer, Aug. 2007.
- [32] DVS 1608:2011-09. „Gestaltung und Festigkeitsbewertung von Schweißverbindungen an Aluminiumlegierungen im Schienenfahrzeugbau“. Sep. 2011.
- [33] DVS 1612:2014-08. „Gestaltung und Dauerfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen an Stählen im Schienenfahrzeugbau“. Aug. 2014.
- [34] A. Hobbacher. „Recommendations for fatigue design of welded joints and components“. Welding Research Council, 2009.
- [35] D. Radaaj, C. Sonsino und W. Fricke. „Recent developments in local concepts of fatigue assessment of welded joints“. In: International Journal of Fatigue 31.1 (2009), S. 2–11.
- [36] J. Baumgartner. „Volumenmodellierung von Schweißnähten in der industriellen Anwendung für die Berechnung der Schwingfestigkeit nach dem Kerbspannungskonzept. LBF-Bericht Nr. 210773 – Abschlussbericht“. LBF-Abschlussbericht 210773. Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF, 2010.
- [37] F. de Bruyne und A. Hoppe. „Virtuelle Schwingfestigkeitsbewertung von Fügeverbindungen bei Türen und Klappen“. In: VDI Berichte. Bd. 1967. 2006, S. 833–850.
- [38] D. Radaaj und C. M. Sonsino. „Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches“. Abington Pub., 1998.
- [39] H. Neuber. „Kerbspannungslehre: Theorie der Spannungskonzentration. Genaue Berechnung der Festigkeit“. Klassiker der Technik. Springer, 2000.

-
-
- [40] R. Olivier, V. Köttgen und T. Seeger. „Untersuchung zur Einbindung eines neuartigen Zeit- und Dauerfestigkeitsnachweises von Schweißverbindungen in Regelwerken - Schweißverbindungen II“. Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM), Frankfurt Forschungsheft 180. 1994.
- [41] DIN EN 1993-1-9:2010-12. „Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-9: Ermüdung“. Dez. 2010.
- [42] M. Eibl, C. Sonsino, H. Kaufmann und G. Zhang. „Fatigue assessment of laser welded thin sheet aluminium“. In: International Journal of Fatigue 25.8 (2003), S. 719–731.
- [43] C. Sonsino, M. Kueppers, M. Eibl und G. Zhang. „Fatigue strength of laser beam welded thin steel structures under multiaxial loading“. In: International Journal of Fatigue 28.5–6 (2006), S. 657–662.
- [44] T. Bruder, K. Störzel, J. Baumgartner und H. Hanselka. „Evaluation of nominal and local stress based approaches for the fatigue assessment of seam welds“. In: International Journal of Fatigue 34.1 (2012), S. 86–102.
- [45] W. Fricke. „Guideline for the fatigue assessment by notch stress analysis for welded structures“. In: IIW-Doc. XIII-2240-08/XV-1289-08 (2008).
- [46] J. Willen. „Berechnungsmethoden für die Lebensdauerabschätzung von MSG- bzw. lasergeschweißten Kehlnähten dünnwandiger Stahlblechstrukturen“. FAT Schriftenreihe Nr. 197. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V.,
- [47] K. Störzel, T. Bruder und H. Hanselka. „Durability of welded aluminium extrusion profiles and aluminium sheets in vehicle structures“. In: International Journal of Fatigue 34.1 (2012), S. 76–85.
- [48] G. Zhang. „Method of effective stress for fatigue: Part I - A general theory“. In: International Journal of Fatigue 37.0 (2012), S. 17–23.
- [49] G. Zhang, C. M. Sonsino und R. Sundermeier. „Method of effective stress for fatigue: Part II – Applications to V-notches and seam welds“. In: International Journal of Fatigue 37.0 (2012), S. 24–40.
- [50] H. A. Wood und R. M. Engle. „USAF Damage Tolerant Design Handbook: Guidelines for the analysis and Design of Damage Tolerant Aircraft Structures. Revision A“. Techn. Ber. AIR FORCE FLIGHT DYNAMICS LAB WRIGHT-PATTERSON AFB OH, 1979.
- [51] N. Bishop, F. Sherratt und N. A. for Finite Element Methods & Standards (Great Britain). „Finite Element Based Fatigue Calculations“. NAFEMS, 2000.
- [52] N. Möller und S. O. Hansson. „Principles of engineering safety: Risk and uncertainty reduction“. In: Reliability Engineering & System Safety 93.6 (2008), S. 798–805.
- [53] U. Zerbst, S. Beretta, G. Köhler, A. Lawton, M. Vormwald, H. Beier, C. Klinger, I. Černý, J. Rudlin, T. Heckel und D. Klingbeil. „Safe life and damage tolerance aspects of railway axles – A review“. In: Engineering Fracture Mechanics 98.0 (2013), S. 214–271.
- [54] E. Roos und K. Maile. „Werkstoffkunde für Ingenieure / Grundlagen, Anwendung, Prüfung“. 4., bearb. Aufl. Springer, 2011.
- [55] J. Siegl, I. Nedbal und J. Kunz. „Fatigue crack growth history in damage tolerance design of aircraft structures“. In: International Journal of Fatigue 31.6 (2009), S. 1062–1067.
- [56] H. Ansell und F. Blom. „Fatigue: Damage Tolerance Design“. In: Encyclopedia of Materials: Science and Technology (Second Edition). Hrsg. von K. J. Buschow, R. W. Cahn, M. C. Flemings, B. Ilshner, E. J. Kramer, S. Mahajan und P. Veyssi re. Second Edition. Oxford: Elsevier, 2001, S. 2906–2910.
- [57] European Railway Agency. „Final report on the activities of the Task Force Freight Wagon Maintenance“. Final Report. 2010.

-
- [58] M. Sander. „Sicherheit und Betriebsfestigkeit von Maschinen und Anlagen: Konzepte und Methoden zur Lebensdauervorhersage“. Springer, 2008.
- [59] A. Palmgren. „Die Lebensdauer von Kugellagern“. In: Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure 68.14 (1924), S. 339–341.
- [60] M. A. Miner. „Cumulative Damage in Fatigue“. In: Journal of applied mechanics 12.3 (1945), S. 159–164.
- [61] E. Gaßner und H. Pries. „Zeit- und Dauerfestigkeitsschaubilder für stabartige Bauteile aus Cr-Mo-Stahl, Duralumin, Hydronalium und Elektron“. In: Luftwissen 3 (8 1941).
- [62] BS 7608:1993. „Code of Practice for fatigue design and assessment of steel structures“. Apr. 1993.
- [63] J. Liu und H. Zenner. „Vorschlag zur Verbesserung der Lebensdauerabschätzung nach dem Nennspannungskonzept“. In: Konstruktion 44 (1992), S. 9–17.
- [64] A. M. Freudenthal und R. A. Heller. „On Stress Interaction in Fatigue and a Cumulative Damage Rule“. In: Journal of the Aerospace Sciences 26.7 (1959), S. 431–442.
- [65] H. T. Corten und T. Dolan. „Cumulative fatigue damage“. In: Proc. Int. Conf. on Fatigue of Metals. Hrsg. von I. of Mech. Eng. 1956, S. 235–246.
- [66] C. M. Sonsino, T. Łagoda und G. Demofonti. „Damage accumulation under variable amplitude loading of welded medium- and high-strength steels“. In: International Journal of Fatigue 26.5 (2004), S. 487–495.
- [67] DIN 45667:1969-02. „Klassierverfahren; für das Erfassen regelloser Schwingungen“. Okt. 1969.
- [68] T. Langlais, J. Vogel und T. Chase. „Multiaxial cycle counting for critical plane methods“. In: International Journal of Fatigue 25.7 (2003), S. 641–647.
- [69] V. Anes, L. Reis, B. Li und M. de Freitas. „New cycle counting method for multiaxial fatigue“. In: International Journal of Fatigue 0 (2014), S. -.
- [70] M. A. Meggiolaro und J. T. P. de Castro. „An improved multiaxial rainflow algorithm for non-proportional stress or strain histories – Part II: The Modified Wang–Brown method“. In: International Journal of Fatigue 42.0 (2012), S. 194–206.
- [71] M. A. Meggiolaro und J. T. P. de Castro. „An improved multiaxial rainflow algorithm for non-proportional stress or strain histories – Part I: Enclosing surface methods“. In: International Journal of Fatigue 42.0 (2012), S. 217–226.
- [72] J. Schijve. „Fatigue of structures and materials“. 2. ed. Springer, 2009.
- [73] M. Matsuishi und T. Endo. „Fatigue of metals subjected to varying stress“. In: Japan Society of Mechanical Engineers, Fukuoka, Japan (1968), S. 37–40.
- [74] DIN 1910-100:2008-02. „Schweißen und verwandte Prozesse - Begriffe - Teil 100: Metallschweißprozesse mit Ergänzungen zu DIN EN 14610:2005“. Feb. 2008.
- [75] DIN EN 17677-1:2010-01. „Widerstandsschweißen – Begriffe – Teil 1: Punkt-, Buckel- und Rollennahtschweißen (ISO 17677-1:2009)“. Jan. 2010.
- [76] U. Dilthey. „Schweißtechnische Fertigungsverfahren 1: Schweiß- und Schneidtechnologien (VDI-Buch)“. 3., bearb. Aufl. 2006. Springer, Feb. 2006.
- [77] A. Rupp. „Ermittlung ertragbarer Beanspruchungen an Aluminium-Punktschweißverbindungen auf Basis der Schnittkräfte“. FAT Schriftenreihe Nr. 138. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V., 1997.
- [78] R. Florea, K. Solanki, D. Bammann, J. Baird, J. Jordon und M. Castanier. „Resistance spot welding of 6061-T6 aluminum: Failure loads and deformation“. In: Materials & Design 34.0 (2012), S. 624–630.

-
-
- [79] L. Liu, J. Feng und Y. Zhou. „18 - Resistance spot welding of magnesium alloys“. In: *Welding and Joining of Magnesium Alloys*. Hrsg. von L. Liu. Woodhead Publishing Series in Welding and Other Joining Technologies. Woodhead Publishing, 2010, 351–367e.
- [80] S. B. Behraves, H. Jahed und S. Lambert. „Characterization of magnesium spot welds under tensile and cyclic loadings“. In: *Materials & Design* 32.10 (2011), S. 4890–4900.
- [81] L. Liu, L. Xiao, D. Chen, J. Feng, S. Kim und Y. Zhou. „Microstructure and fatigue properties of Mg-to-steel dissimilar resistance spot welds“. In: *Materials & Design* 45.0 (2013), S. 336–342.
- [82] V.-X. Tran und J. Pan. „Fatigue behavior of dissimilar spot friction welds in lap-shear and cross-tension specimens of aluminum and steel sheets“. In: *International Journal of Fatigue* 32.7 (2010), S. 1167–1179.
- [83] DIN EN 14610:2004. „Schweißen und verwandte Prozesse - Begriffe für Metallschweißprozesse“. Feb. 2005.
- [84] M. Pouranvari und S. Marashi. „Failure mode transition in AHSS resistance spot welds. Part I. Controlling factors“. In: *Materials Science and Engineering: A* 528.29–30 (2011), S. 8337–8343.
- [85] D. Vandenbossche. „Ultimate Strength and Failure Mode of Spot Welds in High Strength Steels“. Paper 770214. SAE International, 1977.
- [86] DVS 2902:2016-02. „Widerstandspunktschweißen von Stählen bis 3 mm Einzeldicke: Konstruktion und Berechnung“. Feb. 2016.
- [87] A. Rupp, V. Grubisic, K. Störzel und H. Steinhilber. „Ermittlung von ertragbaren Schnittkräften für die betriebsfeste Bemessung von Punktschweißverbindungen im Automobilbau“. FAT Schriftenreihe Nr. 78. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V.,
- [88] P. Xu, G. Weber, H.-J. Krause und T. Böllinghaus. „Bewertung und Vereinheitlichung von gefügten Dünnblechproben für Schwingversuche im Zeitfestigkeitsbereich“. FAT Schriftenreihe Nr. 169. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V.,
- [89] O. Hahn, J. R. Kurzok und M. Oeter. „Prüfvorschrift für die LWF KS-2-Probe“. Techn. Ber. Universität Paderborn - Fakultät für Maschinenbau - Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik,
- [90] M. Wallmichrath und M. Eibl. „Ingenieurmäßige Berechnungsverfahren zur Lebensdauerabschätzung von geschweißten Dünnblechverbindungen“. FAT Schriftenreihe Nr. 179. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V., 2003.
- [91] Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, Darmstadt. „Schwingfestigkeitsberechnung an Dreiblech-Punktschweißungen“. FAT Schriftenreihe Nr. 164. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V., 2001.
- [92] D. Gieske. „Beitrag zur Prüfung punktförmiger Blechverbindungen“. Dissertation. Universität Paderborn, 1995. 107 S.
- [93] O. Hahn, R. Kurzok und A. Rohde. „Untersuchungen zur Übertragbarkeit von Kennwerten einer punktgeschweißten Einelementprobe auf Mehrelementprüfkörper und Bauteile“. FAT Schriftenreihe Nr. 142. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V.,
- [94] O. Hahn, J. Kurzok und A. Rohde. „Die Übertragbarkeit von Kennwerten einer punktgeschweißten Einelementprobe auf Bauteile“. In: *ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift* 100.3 (1998), S. 228–232.
- [95] A. Sojer. „Vergleich von geklebten, punktgeschweißten und punktschweißgeklebten Kopfscherzugproben hinsichtlich ihres Betriebsfestigkeitsverhaltens“. Diplomarbeit. Fachhochschule Landshut - Fachbereich Maschinenbau, 2005, S. 114.
- [96] R. Treffler. „Ermittlung eines Kriteriums zur Betriebsfestigkeitsbewertung von CFK-Stahl-Klebeverbindungen“. Diplomarbeit. Technische Universität München Institut für Luft- und Raumfahrt Lehrstuhl für Leichtbau, 2012.

-
-
- [97] M. Brandhuber. „Verbesserung der Prognosegüte des Versagens von Punktschweißverbindungen bei höchstfesten Stahlgüten“. In: *Fertigungstechnik - Erlangen*. Hrsg. von M. Merklein, J. Franke und M. Schmidt. Bd. 225. Meisenbach Verlag Bamberg, 2012, S. 155.
- [98] B. Jakobsen und F. Rosendahl. „The sleipner platform accident“. In: *Structural Engineering International* 4.3 (1994), S. 190–193.
- [99] B. Klein. „FEM. Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau“. 7., verbesserte Auflage. Friedr. Vieweg & Sohn Verlag, 2007.
- [100] L. Nasdala. „FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik. Hintergrundinformationen, Tipps und Tricks“. Vieweg+Teubner Verlag, 2012.
- [101] T. Gehrt. „Analyse numerischer Modelle für die Berechnung des lokalen Verformungsverhaltens von Widerstandspunktschweißungen“. Diplomarbeit. Ruhr-Universität Bochum, 2016.
- [102] P. Salvini, F. Vivio und V. Vullo. „Fatigue life evaluation for multi-spot welded structures“. In: *International Journal of Fatigue* 31.1 (2009), S. 122–129.
- [103] D. Orth. „Weld durability analysis of a body structure with LMS Virtual.Lab“. In: *LMS Conference Europe 2006*, Munich, Germany. 2006.
- [104] M. Palmonella, M. I. Friswell, J. E. Mottershead und A. W. Lees. „Finite element models of spot welds in structural dynamics: review and updating“. In: *Computers & Structures* 83.8–9 (2005), S. 648–661.
- [105] D. Heiserer, M. Chargin und J. Sielaff. „High Performance, Process Oriented, Weld Spot Approach“. In: *1999 MSC Worldwide Automotive Conference*. 1999.
- [106] A. Rupp, V. Grubisic, U. Dilthey, U. Marek, M. Graffe, G. Graf und K.-J. Dittmann. „Ermittlung ertragbarer Beanspruchungen am Schweißpunkt auf Basis der übertragenen Schnittgrößen“. *FAT Schriftenreihe* Nr. 111. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V.,
- [107] Y. Nakahara, M. Takahashi, A. Kawamoto, M. Fujimoto und N. Tomioka. „Method of Fatigue Life Estimation for Spot-Welded Structures“. In: *SAE Technical Paper 2000-01-0779*. 2000.
- [108] H.-F. Henrysson. „Fatigue life predictions of spot welds using coarse FE meshes“. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 23.9 (2000), S. 737–746.
- [109] H.-F. Henrysson. „Variable amplitude fatigue of spot welds“. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 25.12 (2002), S. 1187–1197.
- [110] C. Brenner, B. Unger, C. Gaier, G. Steinwender und W. Eichlseder. „Fatigue Assessment of Welding Seams and Spot Joints Based on FEA“. In: *Society of Automotive Engineers, Inc.* (1998).
- [111] J. Andersson und J. Deleskog. „Fatigue Life and Stiffness of the Spider Spot Weld Model“. Diplomarbeit. Chalmers University of Technology, 2014.
- [112] Engineering Center Steyr GmbH & CoKG. *FEMFAT 5.1 - SPOT Benutzerhandbuch*. 2014.
- [113] H. Dannbauer, W. Hübsch, E. Dutzler und R. Wahlmüller. „Stiffness-controlled Modeling of Spot Welds and Self-piercing Rivets Focusing on Structural Durability“. In: *Automotive Circle International: Fügen im Karosseriebau*. (Bad Naunheim, Germany). 2010.
- [114] K. Störzel, J. Baumgartner, T. Bruder und H. Hanselka. „Festigkeitskonzepte für schwingbelastete geschweißte Bauteile“. In: *MP Materials Testing* 53 (7-8 2011), S. 418–426.
- [115] P.-C. Lin, Z.-M. Su, R.-Y. He und Z.-L. Lin. „Failure modes and fatigue life estimations of spot friction welds in cross-tension specimens of aluminum 6061-T6 sheets“. In: *International Journal of Fatigue* 38.0 (2012), S. 25–35.
- [116] N. Pan und S. Sheppard. „Spot welds fatigue life prediction with cyclic strain range“. In: *International Journal of Fatigue* 24.5 (2002), S. 519–528.

-
-
- [117] X. Deng, W. Chen und G. Shi. „Three-dimensional finite element analysis of the mechanical behavior of spot welds“. In: *Finite Elements in Analysis and Design* 35.1 (2000), S. 17–39.
- [118] S. Dancette, D. Fabregue, R. Estevez, V. Massardier, T. Dupuy und M. Bouzekri. „A finite element model for the prediction of Advanced High Strength Steel spot welds fracture“. In: *Engineering Fracture Mechanics* 87.0 (2012), S. 48–61.
- [119] H. Adib, J. Gilgert und G. Pluinage. „Fatigue life duration prediction for welded spots by volumetric method“. In: *International Journal of Fatigue* 26.1 (2004), S. 81–94.
- [120] C. M. Sonsino, D. Radaj und W. Fricke. „Lokale Konzepte zur betriebsfesten Auslegung von Naht- und Punktschweißverbindungen“. In: *MP Materials Testing* (7–8 2006), S. 332–343.
- [121] R. Waterkotte, J. Baumgartner und C. M. Sonsino. „Fatigue assessment of laserbeam welded PM steel components by the notch stress approach“. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 42.10 (2011), S. 881–887.
- [122] J. Baumgartner und T. Bruder. „An efficient meshing approach for the calculation of notch stresses“. In: *Welding in the World* 57.1 (2013), S. 137–145.
- [123] E. Bichert. „Betriebsfestigkeitsuntersuchungen an Schweißpunkten im Karosseriebau“. Diplomarbeit. Technische Hochschule Mittelhessen, 2009.
- [124] K. Störzel. „Überprüfung und Modifikation der Berechnungsmethode „FESPOW“ für Punktschweißverbindungen“. LBF-Abschlussbericht 116076. Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF, 2013.
- [125] O. Hahn, J. Tölle, H. Hanselka und H. Schmidt. „Untersuchung des Versagensverhaltens von stanzgenieteten, punkt- und nahtgeschweißten Verbindungen aus Aluminiumwerkstoffen im Hinblick auf die Vergleichbarkeit der Schwingfestigkeit“. Techn. Ber. DVS-Nr. 9.042; AiF-Nr. 14.570 N. Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e.V. des DVS, 2009.
- [126] C. M. Sonsino, A. Berg-Pollack und V. Grubisic. „Betriebsfestigkeitsnachweis von Aluminiumsicherheitsbauteilen - Zum Stand der Technik“. In: *DVM-Bericht 131 „Leichtbau und Betriebsfestigkeit“*. (München). 2004.
- [127] C. Morgenstern. „Kerbgrundkonzepte für die schwingfeste Auslegung von Aluminiumschweißverbindungen am Beispiel der naturharten Legierung AlMg₄, 5Mn (AW-5083) und der warmausgehärteten Legierung AlMgSi1 T6 (AW-6082 T6)“. Dissertation. TU Darmstadt, 2006.
- [128] S. Weiland. „Laststandard zur betriebsfesten Auslegung und Optimierung von PKW-Anhängervorrichtungen bei Fahrradheckträgernutzung“. Dissertation. TU Darmstadt, Jan. 2008.



A Modellierungsrichtlinie für Schweißpunktsuperelemente

Vorgehensweise zur Generierung eines neuen SP-Superelementes:

- Feinvernetzung des Schweißpunktes unter Beachtung nachfolgender Besonderheiten
- Sets in extra-Datei exportieren
- Reines Modell ohne CEND / BEGIN BULK / ENDDATA und ohne Sets exportieren¹. Der Dateiname darf maximal 51 Zeichen lang sein und muss folgenden Anforderungen genügen:
 - Bezeichner - „_“ - Durchmesser - „_“ - Blechstärke 1 - „_“ - Blechstärke 2 - „.bdf“
 - Die Zahlenwerte müssen eine Nachkommastelle haben und der Dezimaltrenner muss ein „x“ sein.
- Auswertemodell erstellen und mit dem Namen des Feinmodells und dem Präfix „Auswertemodell_“ exportieren

Anforderungen an das Feinmodell:

- Der Nullpunkt des Koordinatensystems muss genau in der Mitte des Schweißpunktes liegen. Die Schweißpunktachse entspricht der z-Achse.
- Bis auf 2 Ausnahmen alle Knoten-IDs größer als 95.000.000
- Knoten-IDs der Kerboberfläche zwischen 94.900.000 und 94.998.999
- Knoten-IDs für RSpline-Verbinder liegen zwischen 94.999.011 und 94.999.068
- Element-IDs für die Schalenelemente im Kerbgrund ab 1 aufsteigend
- Alle restlichen Element-IDs größer als 20.000
- Nummerierung der Eckknoten (siehe Abbildung A.1) von +Z nach -Z und im Uhrzeigersinn beim Blick nach -Z². Bei 4 Anbindungspunkten müssen die Ziffern 1,3,5,7 genutzt werden, bei 8 Anbindungspunkten werden die zusätzlichen Punkte mit den Ziffern 2,4,6,8 ergänzt.

Anforderungen an das Auswertemodell:

- 2 Hexaeder zur Blechdarstellung generieren und dabei die originalen Knoten-IDs benutzen
- Alle Modellbestandteile bis auf die 2 Hexaeder sowie die Kerbschalenelemente löschen

Sets für die Skalierung und Auswertung:

1. Blech+Z
2. Blech+Z Übergangsbereich³

¹ Es empfiehlt sich die Knoten in die Hauptdatei und alle restlichen Elemente in eine Includedatei zu schieben. Das Skript wird dann automatisch nur die Hauptdatei verändern und auf die originale Includedatei verweisen.

² 1 = -y-x, 3 = -y+x, 5 = +y+x, 7 = +y-x

³ Nur bei Elementen 2. Ordnung

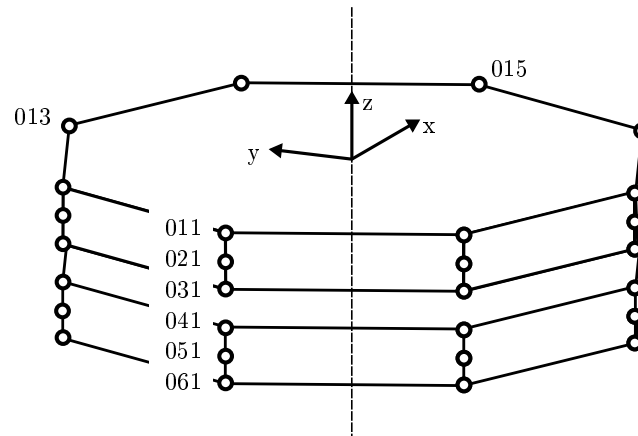


Abbildung A.1.: Nummerierung der Knoten und Orientierung des Schweißpunktes im Feinmodell. Bei den Knotennummern wurden die führenden Ziffern „94999“ weggelassen.

3. Blech-Z
4. Blech-Z Übergangsbereich³
5. SP innen zur zentrischen Streckung
6. Kerbradius zum Verschieben ohne Streckung
7. SP außen zur zentrischen Streckung
8. Grenzschrift Zentrische Streckung und Verschiebung³
9. Knoten der RSpline-Verbinder
10. Knoten-IDs der Kerbshells
11. Element-IDs der Kerbshells
12. Element-IDs der Kerbgrundshells

B Ergebnisse mit ECS FEMFAT

B.1 Lebensdauer-Diagramme

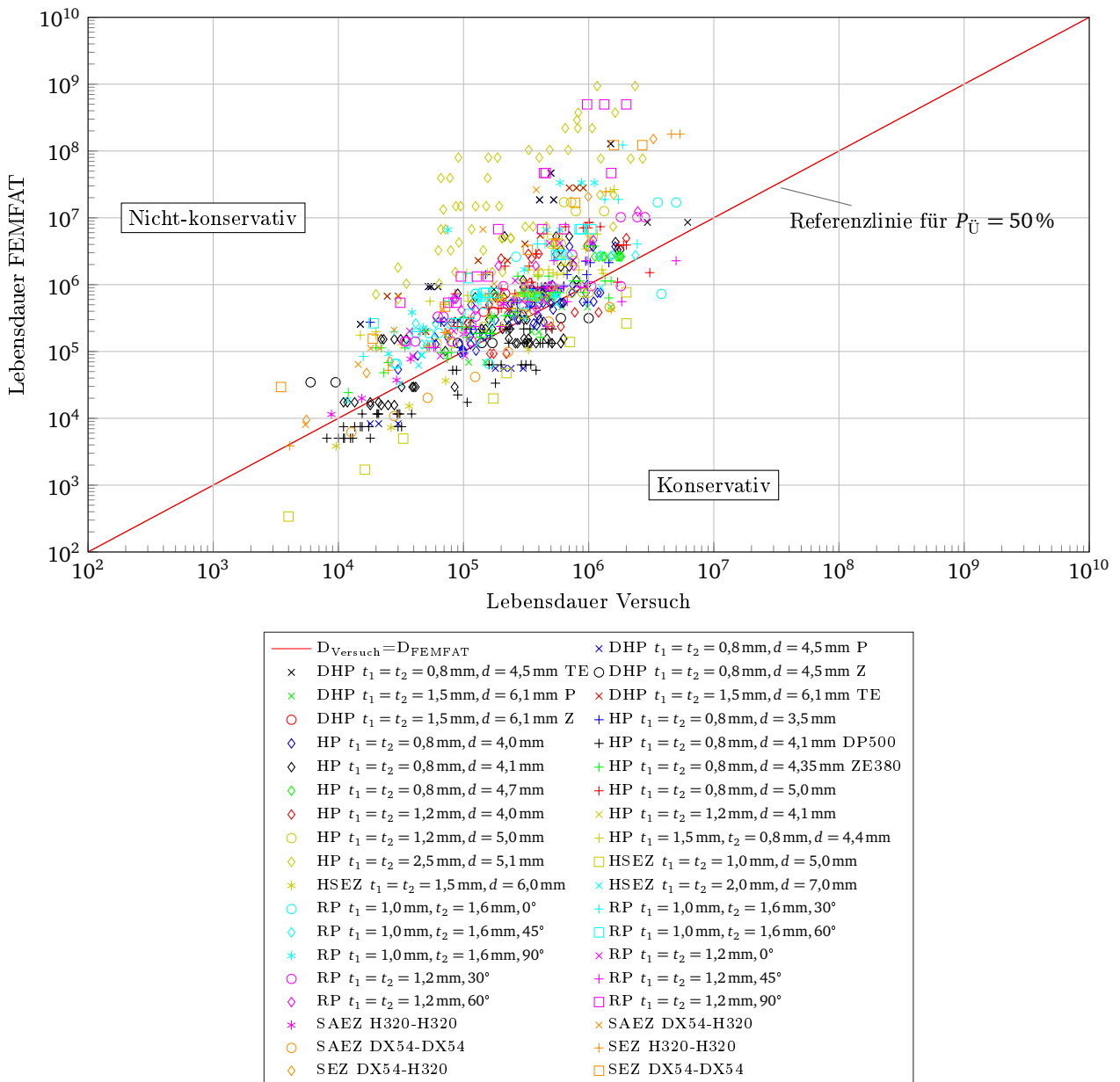


Abbildung B.1.: Lebensdauer-Lebensdauer-Plot bei Auswertung mit der originalen FEMFAT-Wöhlerlinie. Unterscheidung nach Probestyp, geometrischen Größen und Belastung.

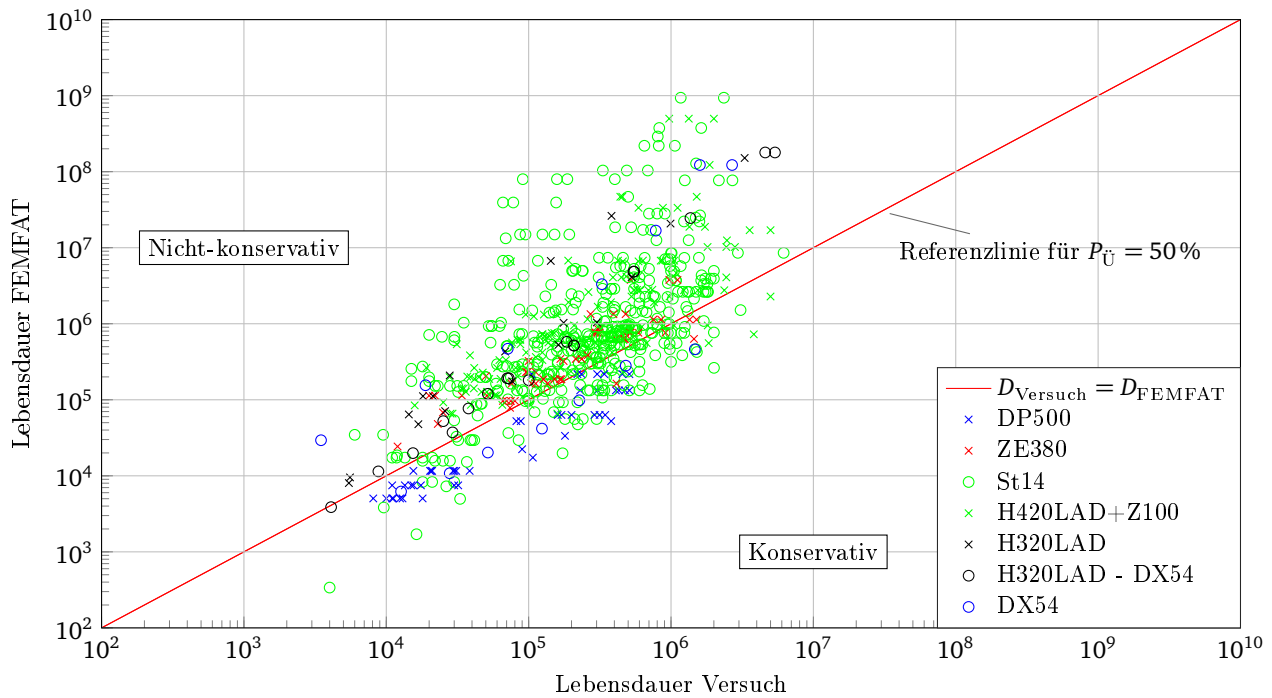


Abbildung B.2.: Lebensdauer-Lebensdauer-Plot bei Auswertung mit der originalen FEMFAT-Wöhlerlinie. Unterscheidung nach Material.

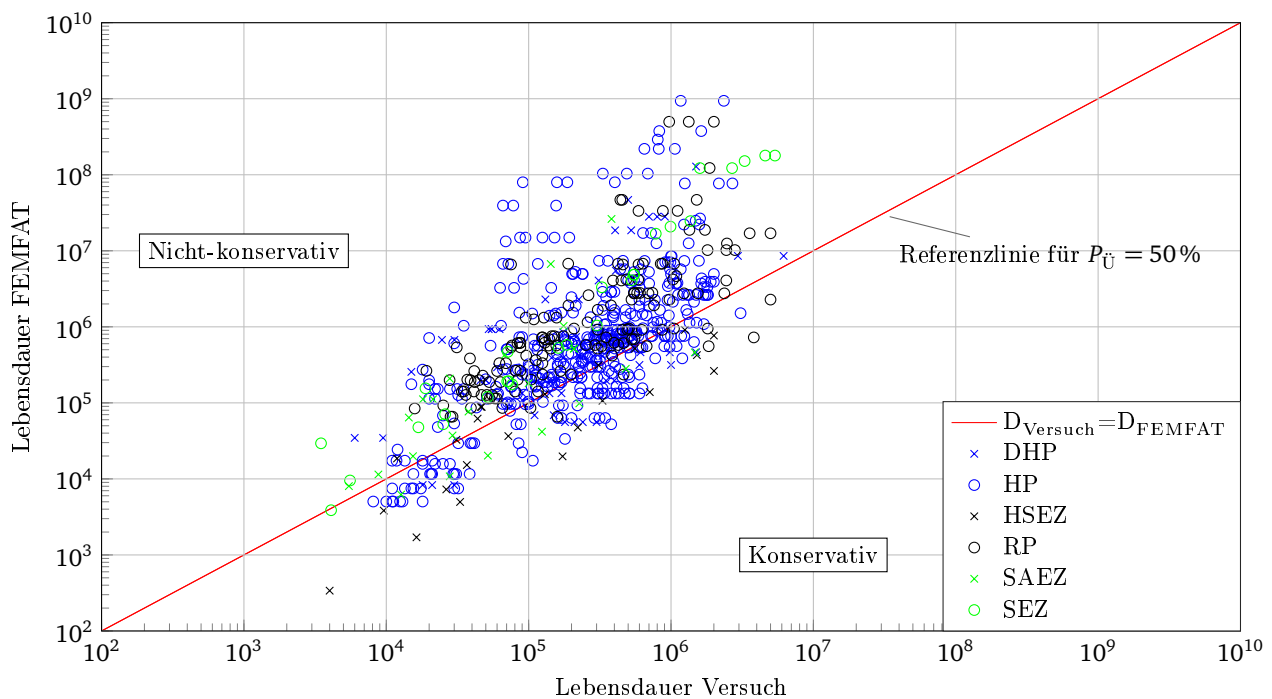


Abbildung B.3.: Lebensdauer-Lebensdauer-Plot bei Auswertung mit der originalen FEMFAT-Wöhlerlinie. Unterscheidung nach Probestyp.

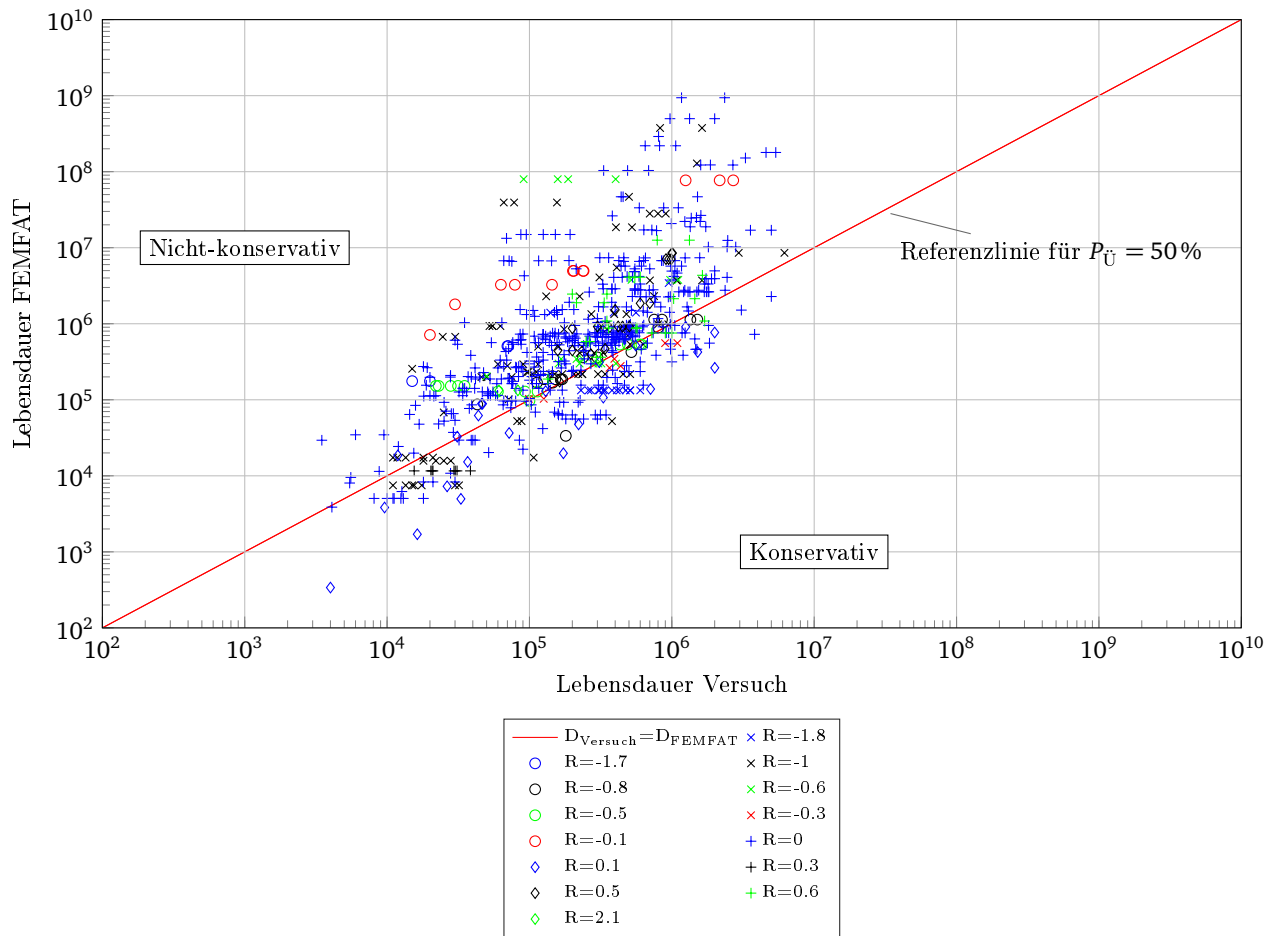


Abbildung B.4.: Lebensdauer-Lebensdauer-Plot bei Auswertung mit der originalen FEMFAT-Wöhlerlinie. Unterscheidung nach R-Wert.

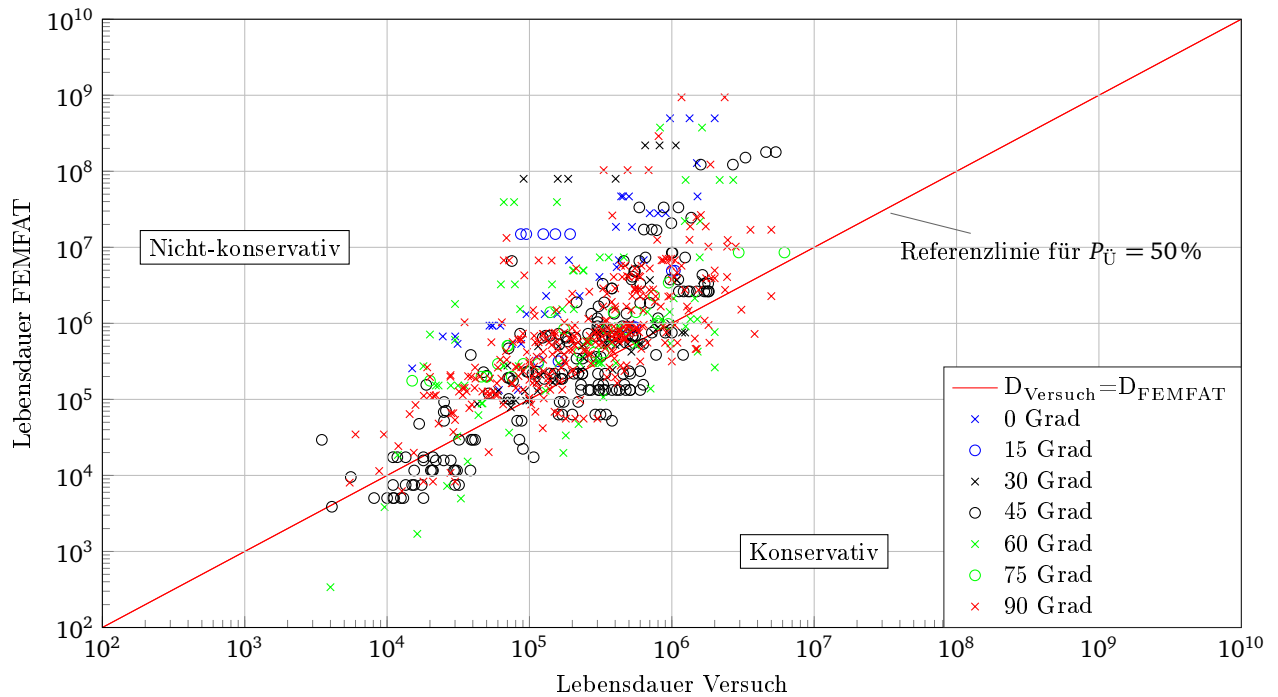


Abbildung B.5.: Lebensdauer-Lebensdauer-Plot bei Auswertung mit der originalen FEMFAT-Wöhlerlinie. Unterscheidung nach Belastungswinkel aus FEMAT.

B.2 Wöhlerlinien

B.2.1 Nachrechnung der FEMFAT-Wöhlerlinie

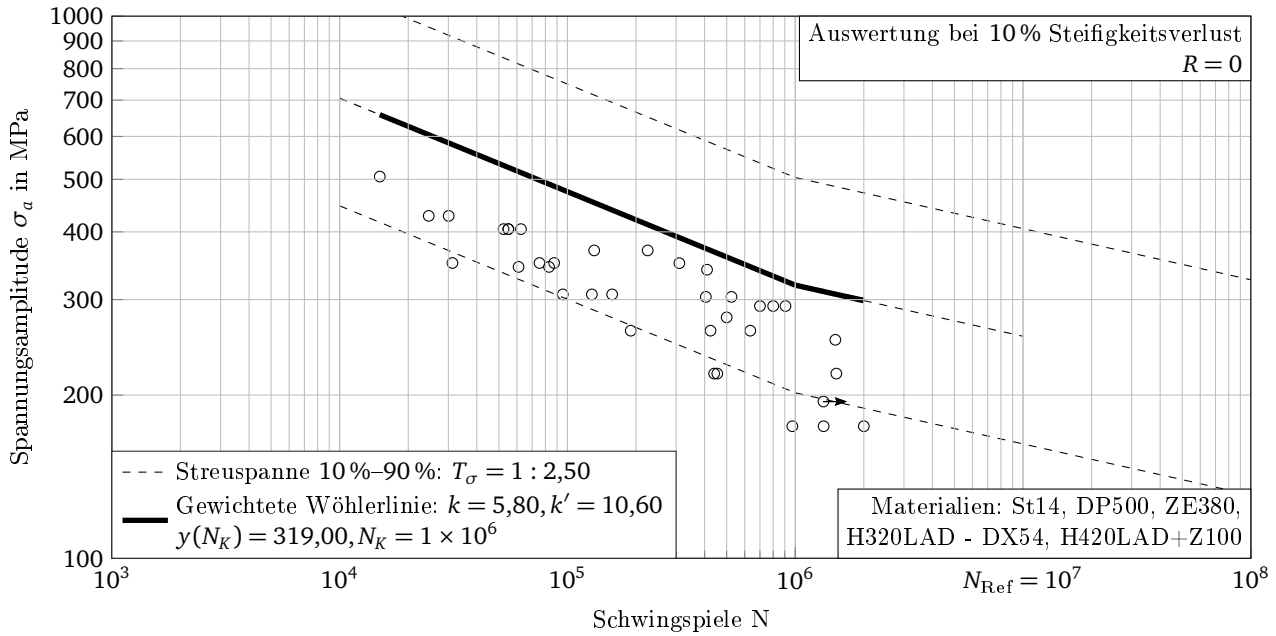


Abbildung B.6.: Wöhlerauswertung mit FEMFAT-Wöhlerlinie für 0° , Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,50$.

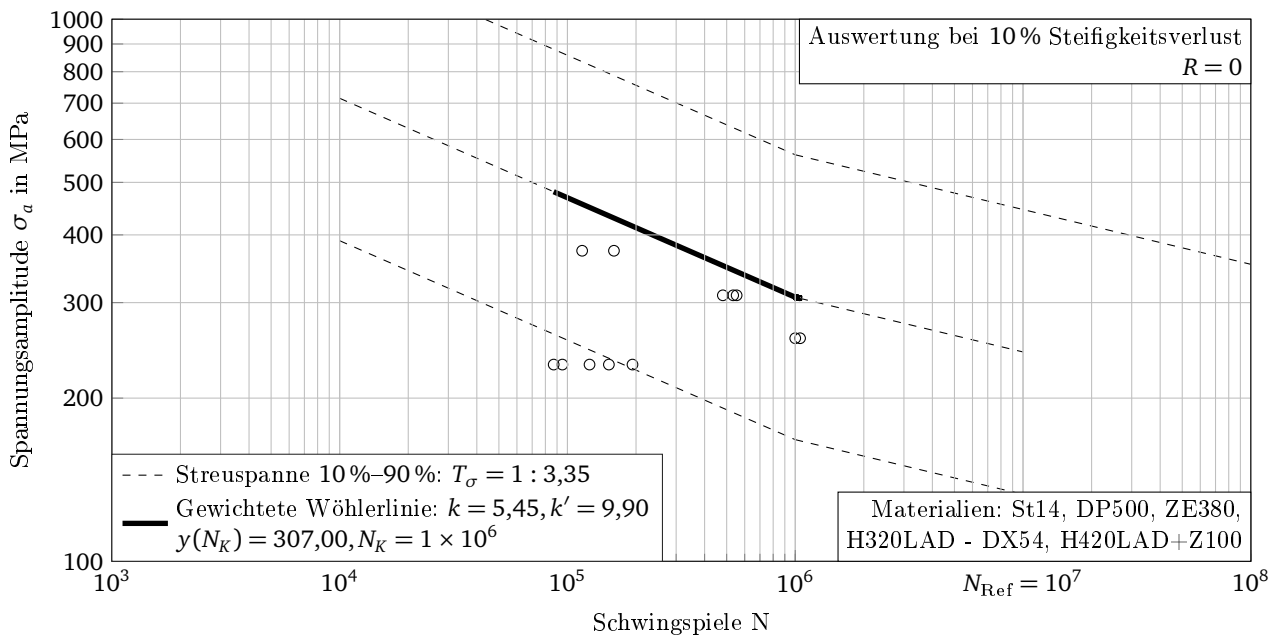


Abbildung B.7.: Wöhlerauswertung mit FEMFAT-Wöhlerlinie für 15° , Streuspanne $T_\sigma = 1 : 3,35$.

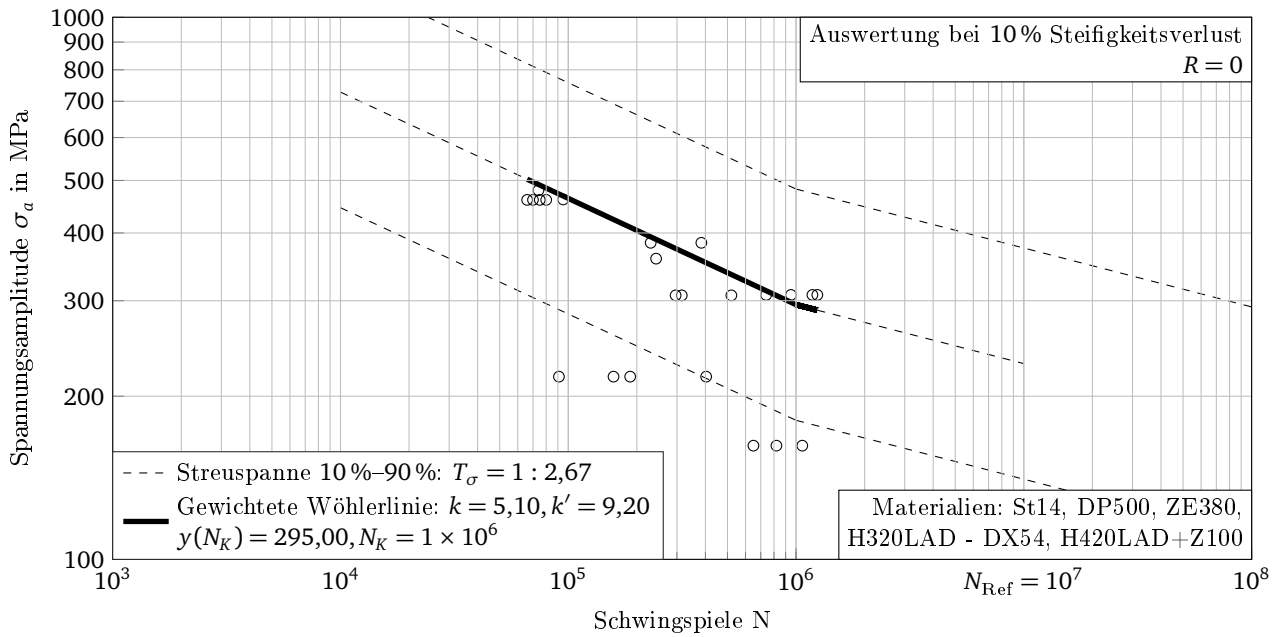


Abbildung B.8.: Wöhlerauswertung mit FEMFAT-Wöhlerlinie für 30°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,67$.

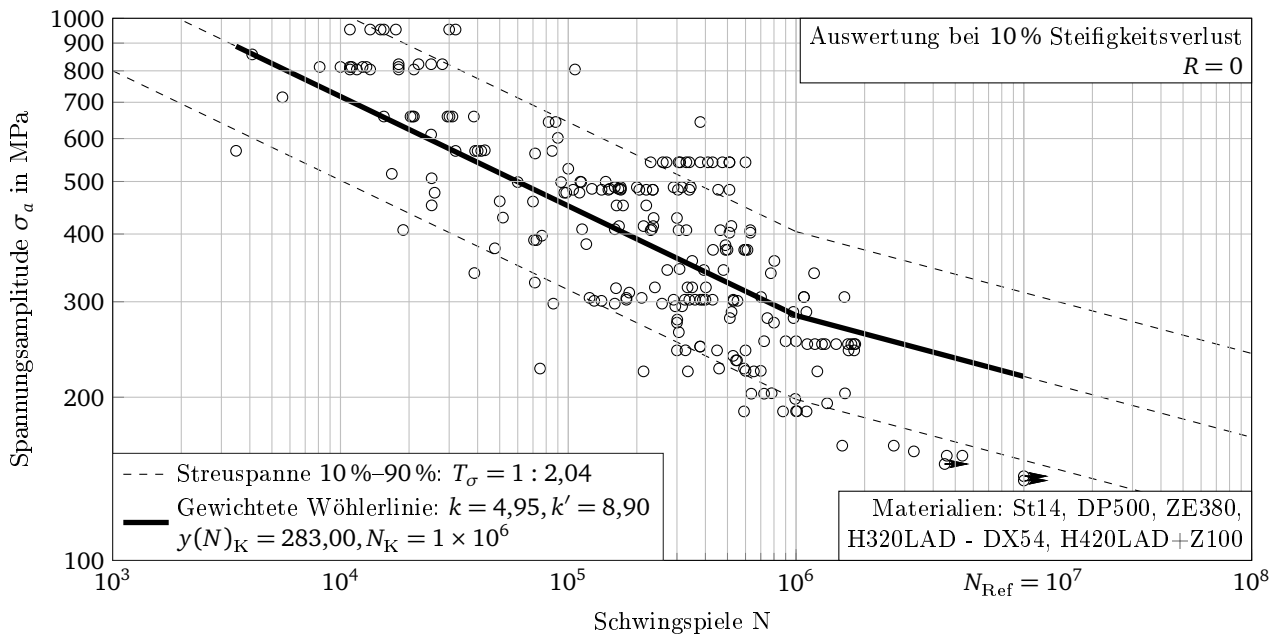


Abbildung B.9.: Wöhlerauswertung mit FEMFAT-Wöhlerlinie für 45°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,04$.

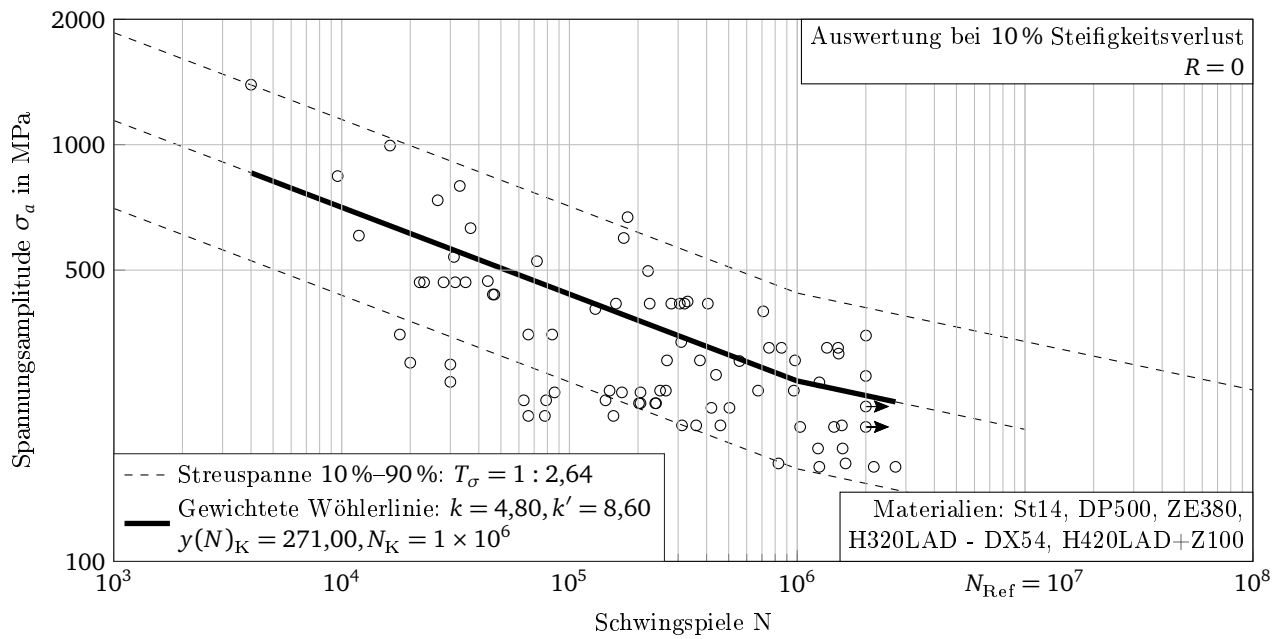


Abbildung B.10.: Wöhlerauswertung mit FEMFAT-Wöhlerlinie für 60° , Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,64$.

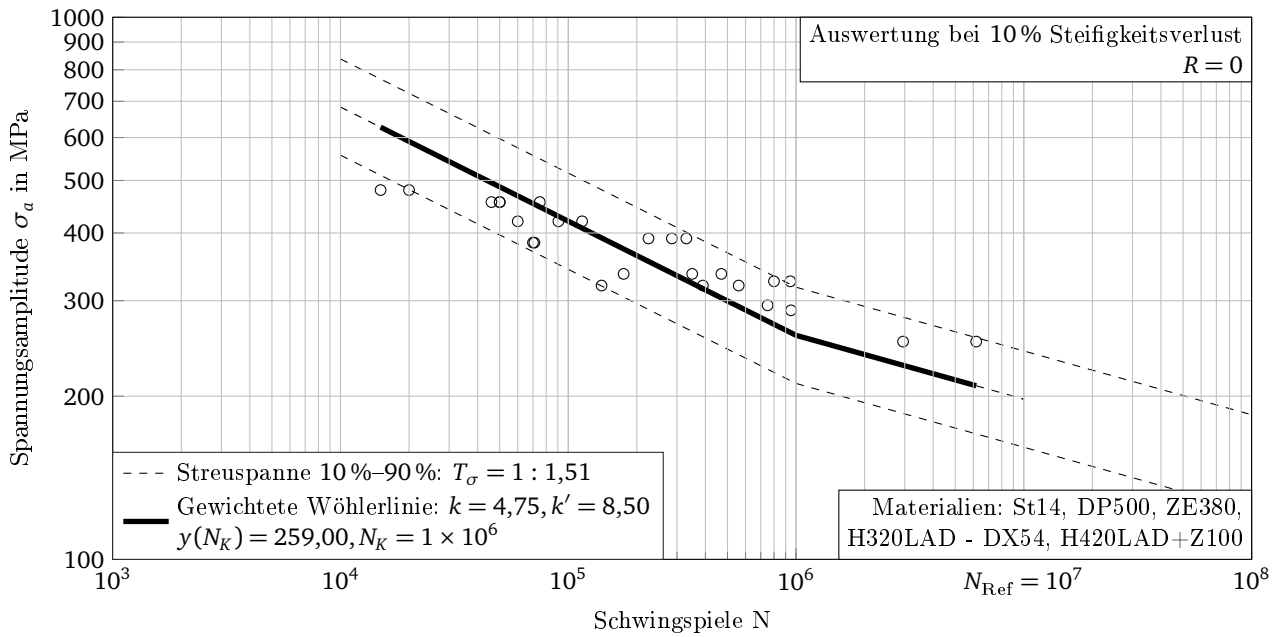


Abbildung B.11.: Wöhlerauswertung mit FEMFAT-Wöhlerlinie für 75°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 1,51$.

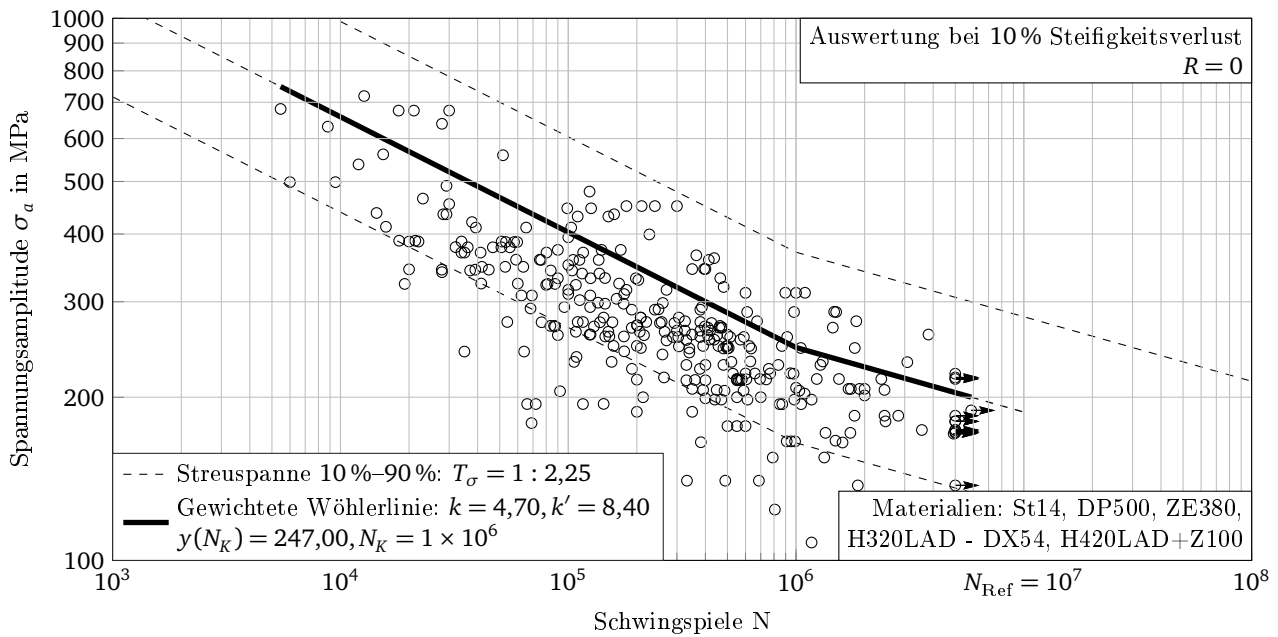


Abbildung B.12.: Wöhlerauswertung mit FEMFAT-Wöhlerlinie für 90°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,25$.

B.2.2 Wöhlerlinien für eigene Abschätzung der Neigung

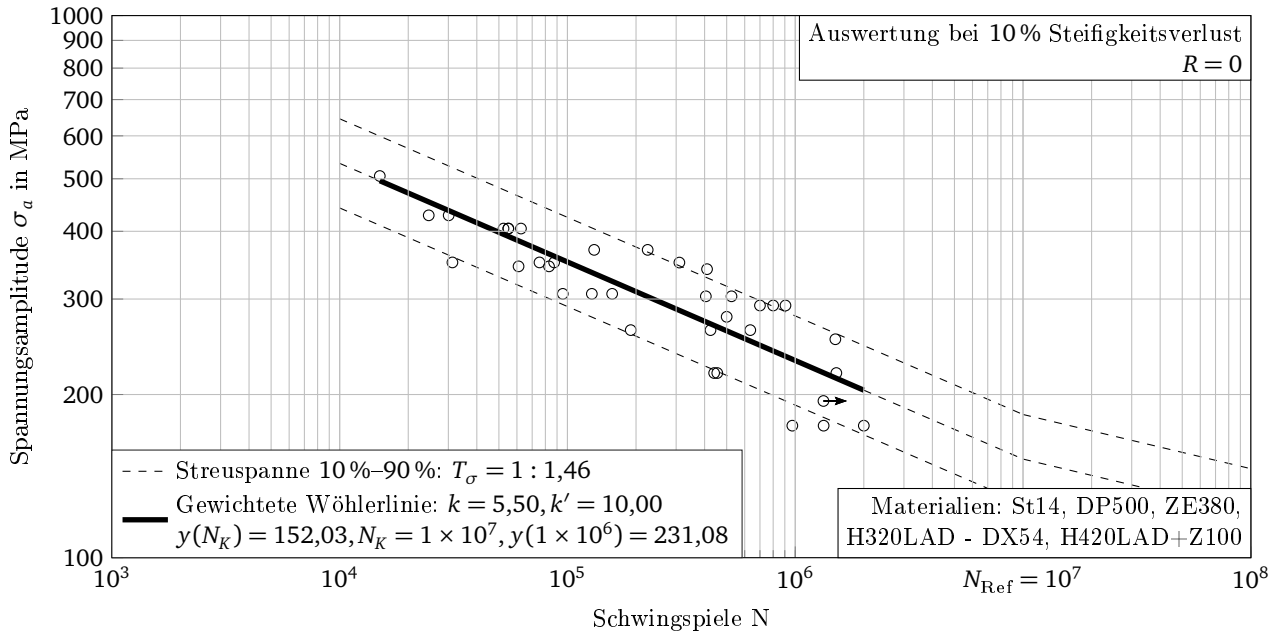


Abbildung B.13.: Wöhlerauswertung mit optimierter Wöhlerlinie für 0° , Streuspanne $T_\sigma = 1 : 1,46$.

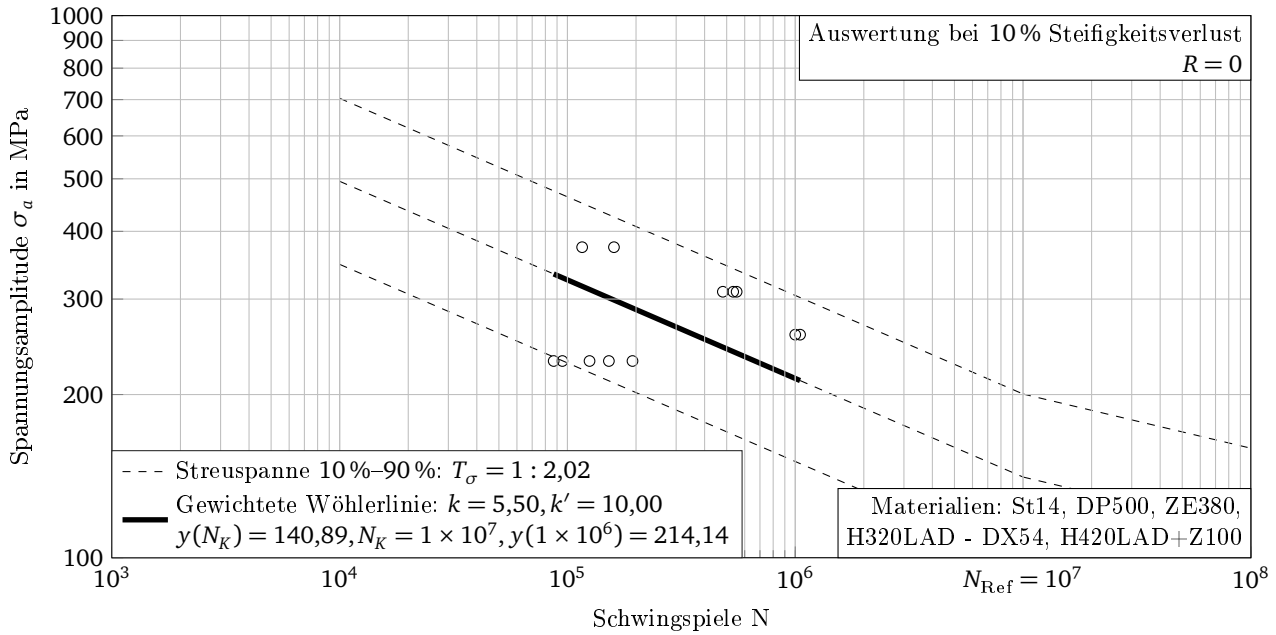


Abbildung B.14.: Wöhlerauswertung mit optimierter Wöhlerlinie für 15° , Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,02$.

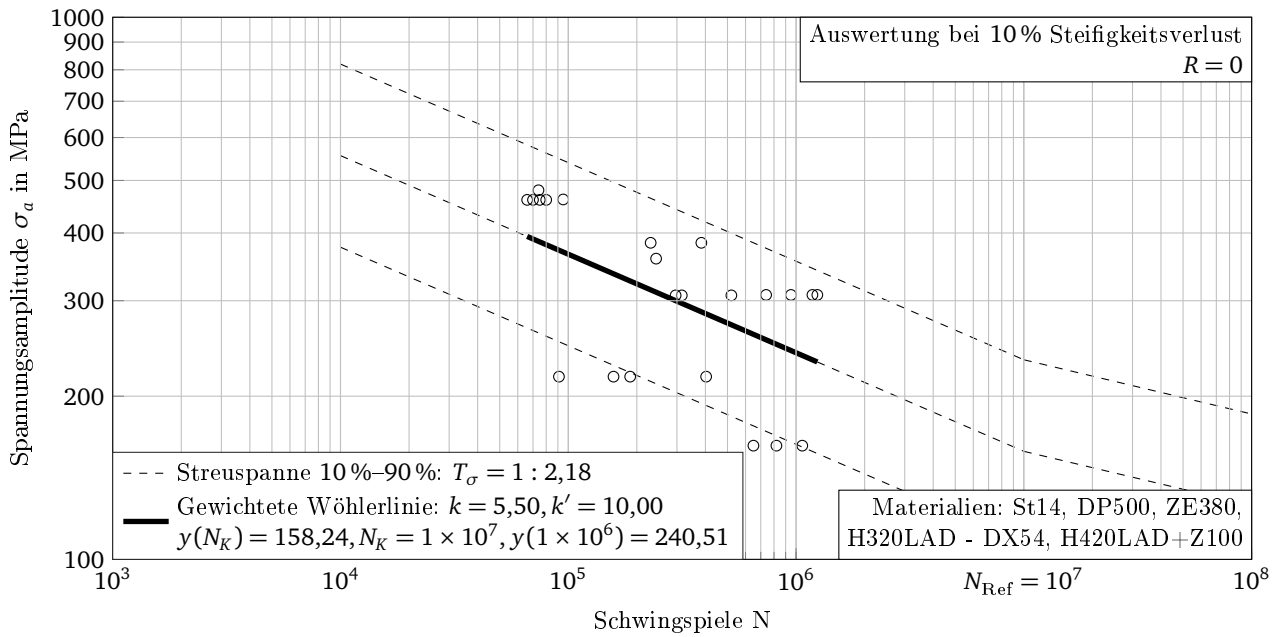


Abbildung B.15.: Wöhlerauswertung mit optimierter Wöhlerlinie für 30°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,18$.

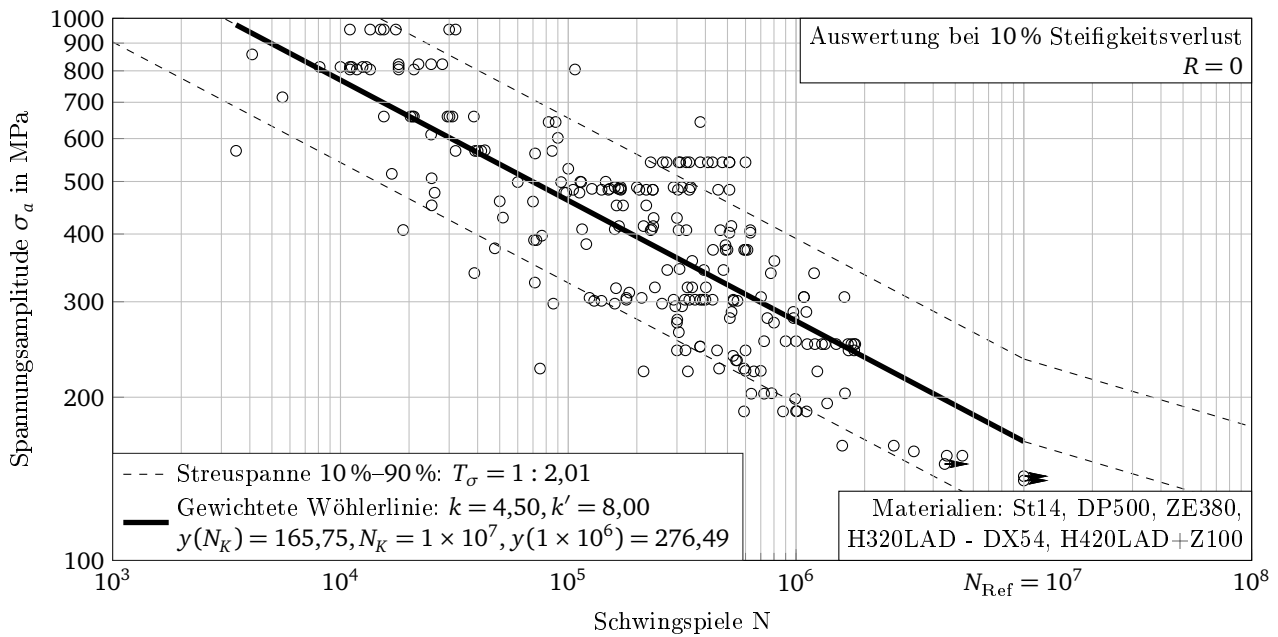


Abbildung B.16.: Wöhlerauswertung mit optimierter Wöhlerlinie für 45°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,01$.

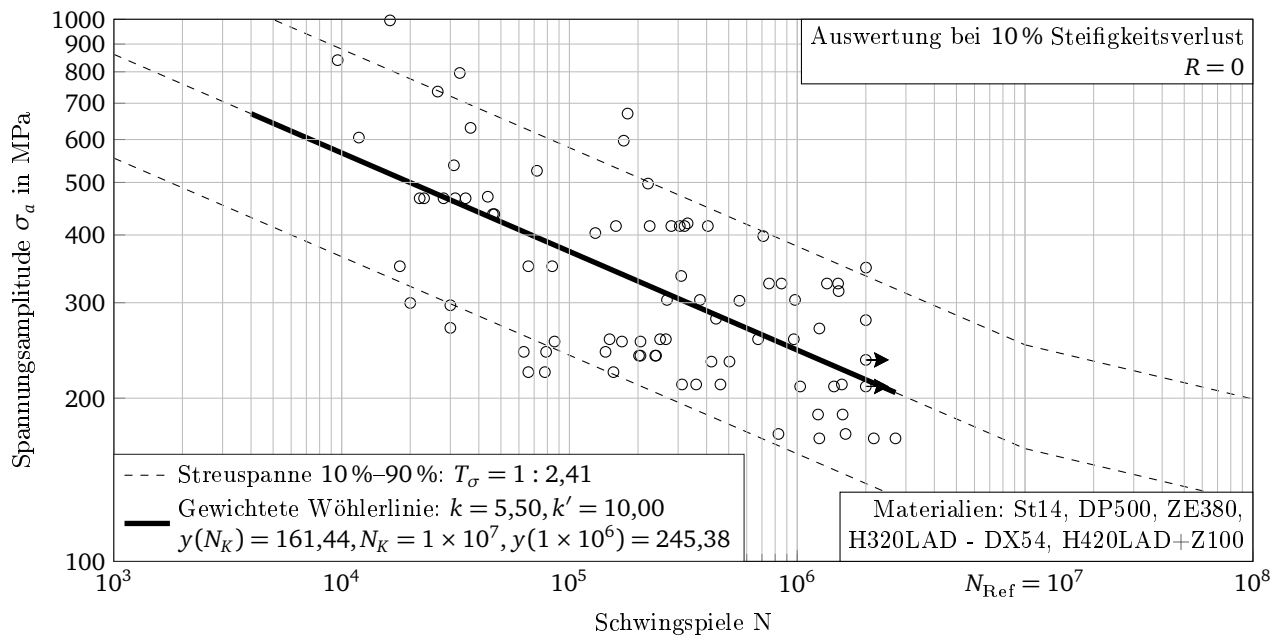


Abbildung B.17.: Wöhlerauswertung mit optimierter Wöhlerlinie für 60° , Streuspanne $T_\sigma = 1 : 2,41$.

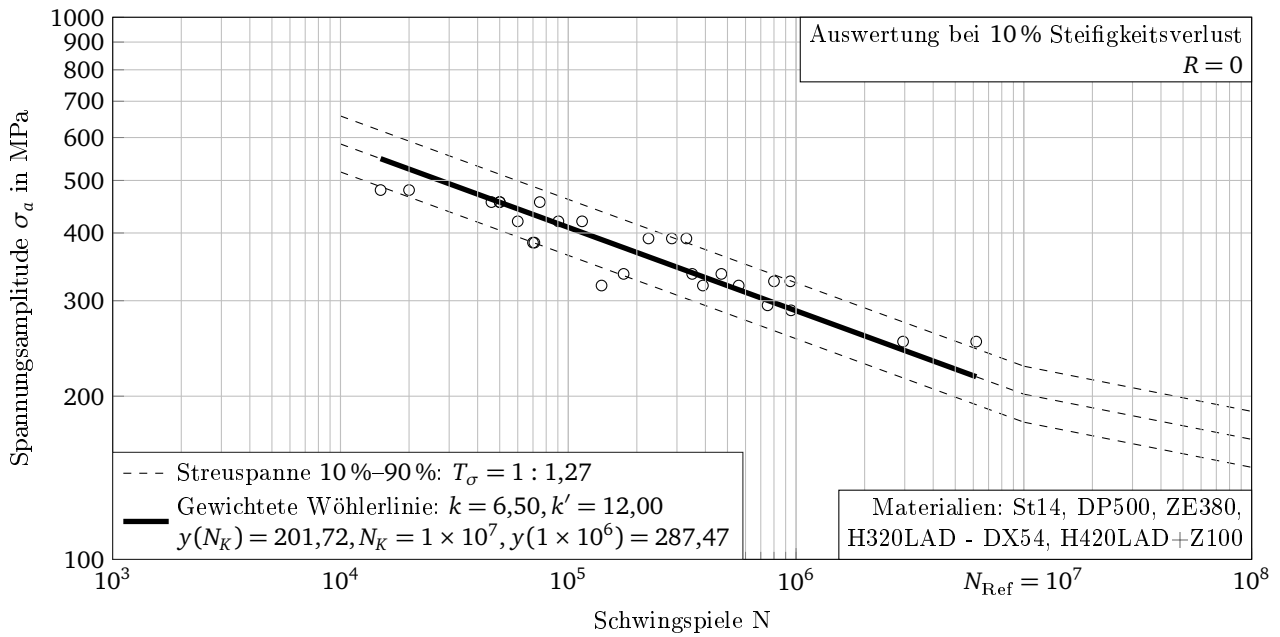


Abbildung B.18.: Wöhlerauswertung mit optimierter Wöhlerlinie für 75°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 1,27$.

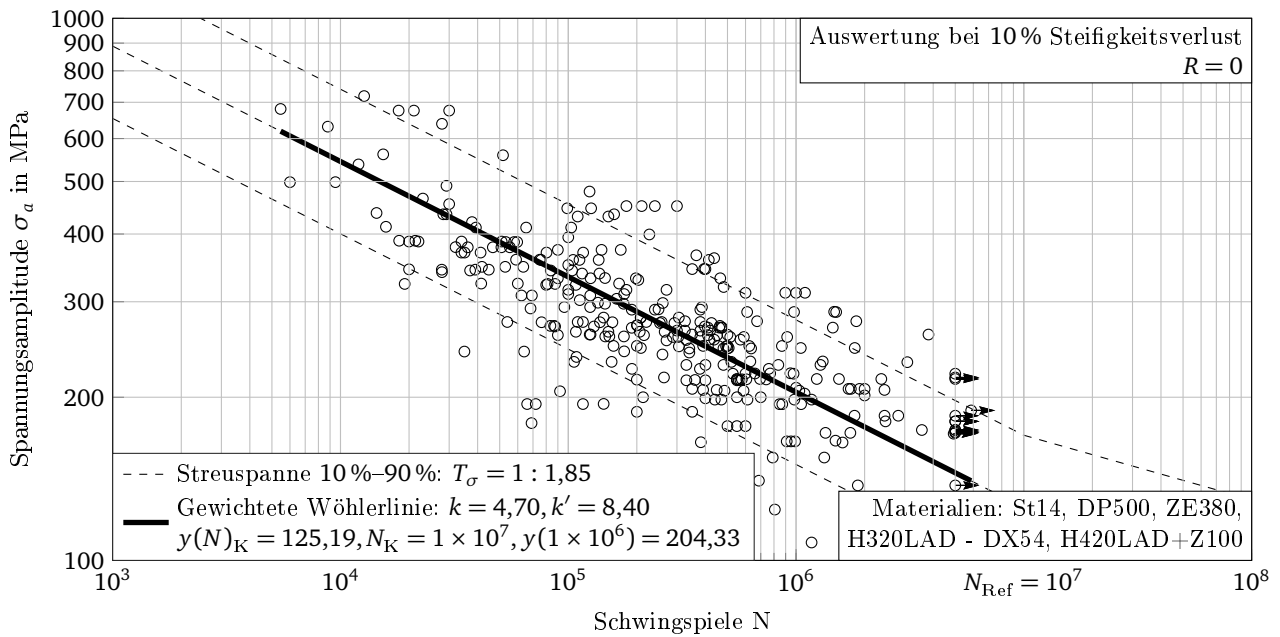


Abbildung B.19.: Wöhlerauswertung mit optimierter Wöhlerlinie für 90°, Streuspanne $T_\sigma = 1 : 1,85$.



C Ergebnisse mit der Rupp-Methode

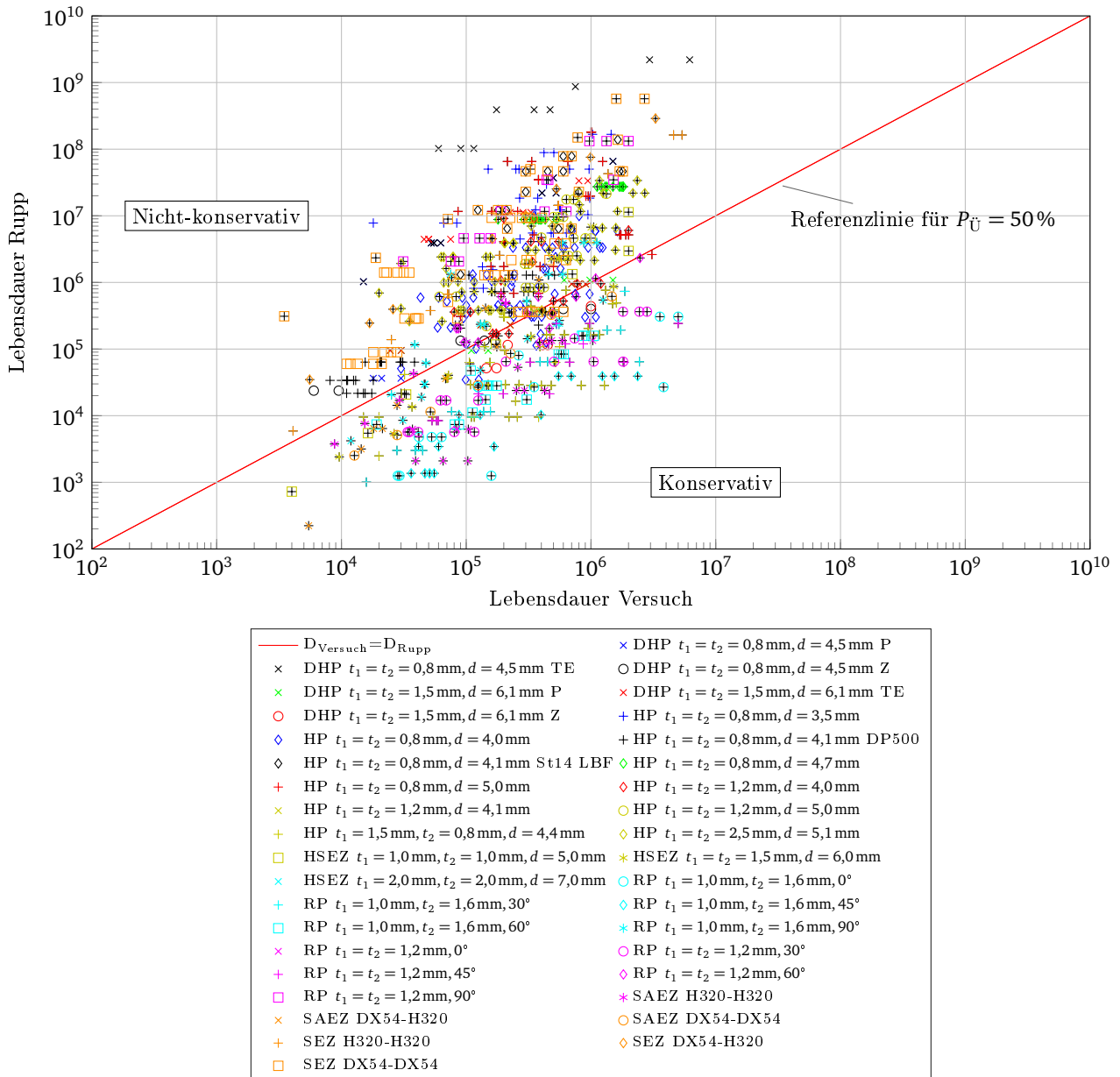


Abbildung C.1.: Lebensdauerdiagramm für die Berechnung nach Rupp. Unterscheidung nach Probestyp, geometrischen Größen und Belastung.

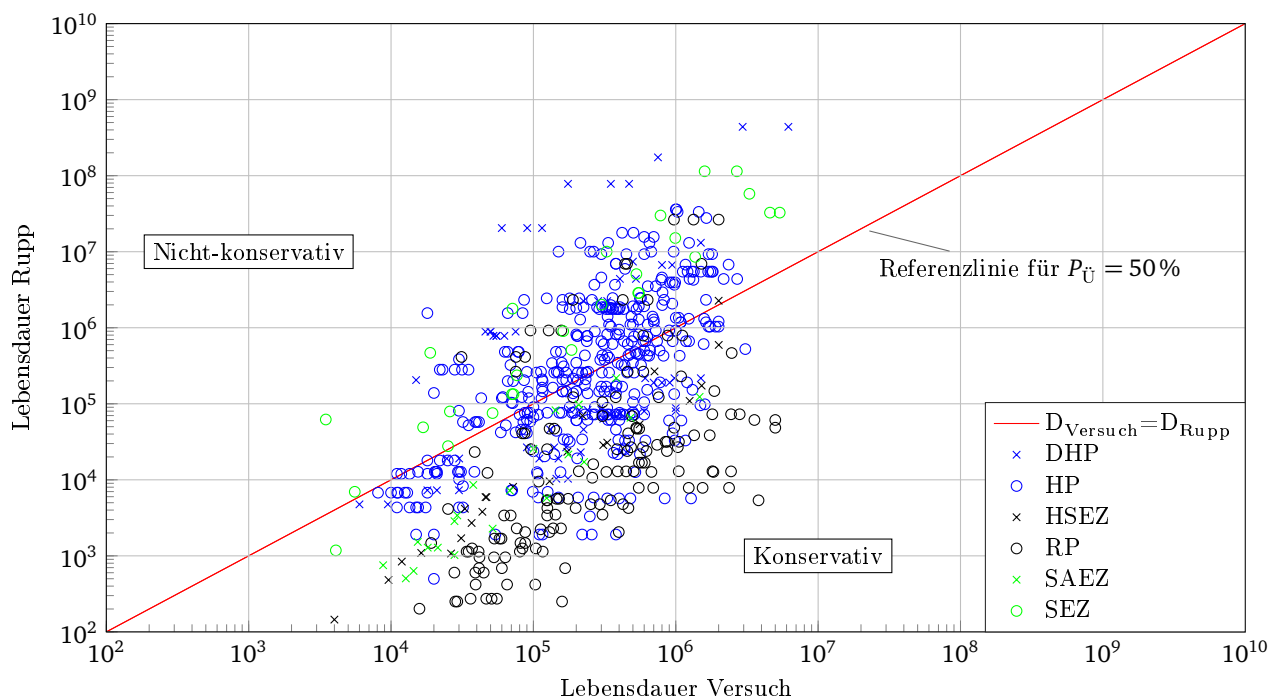


Abbildung C.2.: Lebensdauerdiagramm für die Berechnung nach Rupp unterteilt nach Probenform.

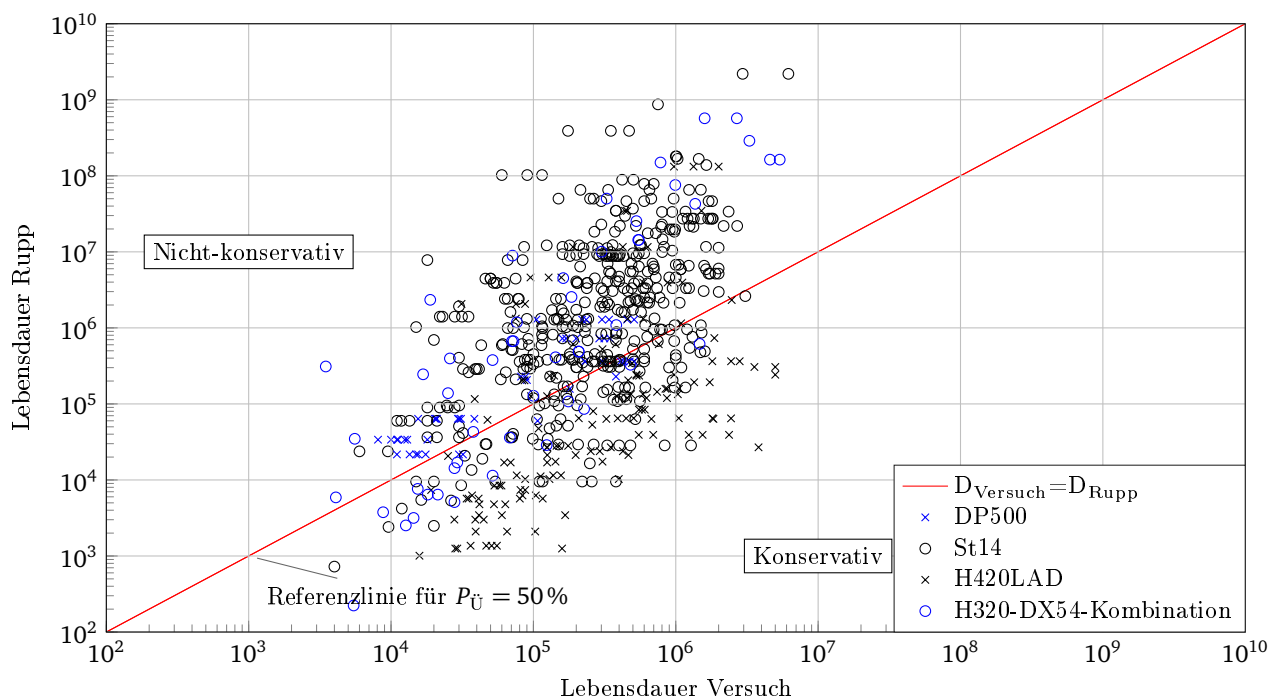


Abbildung C.3.: Lebensdauerdiagramm für die Berechnung nach Rupp unterteilt nach Material.

D Robustheitsuntersuchung

D.1 Grobe Modellierung des Superelements

Tabelle D.1.: Kerbspannungen für verschiedene Netzfeinheiten getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 8 Anbindungspunkten und RBE3-Anbindung.

Konfiguration	Lastfall	n	k	σ_K in MPa	T_σ	$\Delta\sigma_k$ in %
3mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	548	1,1	1,5
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	251	1,2	1,5
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	307	1,8	1,5
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	622	1,1	2,5
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	461	1,1	1,5
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	429	1,2	14,6
5mm mit verbesserter Konfiguration	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	540	1,1	Basis
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	247	1,2	
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	302	1,8	
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,2	607	1,1	
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	454	1,1	
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	502	1,2	
5mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	547	1,1	1,3
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	250	1,2	1,3
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	306	1,8	1,3
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,2	614	1,1	1,3
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	460	1,1	1,3
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	543	1,2	8,3
8mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	548	1,1	1,5
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	251	1,2	1,5
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	307	1,8	1,5
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,2	618	1,1	1,9
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	461	1,1	1,5
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	483	1,2	3,8
Durchschnittliche Abweichung:						4,8 %

Tabelle D.2.: Kerbspannungen für verschiedene Netzfeinheiten getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 16 Anbindungspunkten und RBE3-Anbindung.

Konfiguration	Lastfall	n	k	σ_K in MPa	T_σ	$\Delta\sigma_k$ in %
3mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	480	1,1	12,6
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	219	1,2	12,6
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	269	1,8	12,6
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,2	539	1,1	14,1
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	404	1,1	12,6
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	436	1,2	5,9
5mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	549	1,1	Basis
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	251	1,2	
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	307	1,8	
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	627	1,1	
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	462	1,1	
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	463	1,2	
8mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	550	1,1	0,1
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	251	1,2	0,1
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	308	1,8	0,1
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,2	618	1,1	1,6
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	462	1,1	0,1
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	475	1,2	2,6
Durchschnittliche Abweichung:						8,9 %

Tabelle D.3.: Spannungswerte für verschiedene Netzfeinheiten getrennt nach Belastung und Anzahl der Anbindungspunkte (AP) für eine BMWeld-Modellierung mit direkter Anbindung.

Konfiguration	Lastfall	n	k	σ_K in MPa	T_σ	$\Delta\sigma_k$ in %
8 AP - 3mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	662	1,1	1,2
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	303	1,2	1,2
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	371	1,8	1,2
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	758	1,1	1,3
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	557	1,1	1,2
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	423	1,2	1,4
8 AP - 5mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	670	1,1	Basis
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	307	1,2	
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	375	1,8	
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	768	1,1	
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	564	1,1	
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	418	1,2	
8 AP - 8mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	669	1,1	0,1
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	308	1,2	0,4
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	375	1,8	0,1
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	770	1,1	0,2
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	563	1,1	0,1
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	399	1,2	4,5
16 AP - 3mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	544	1,1	1,4
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	249	1,2	1,4
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	305	1,8	1,4
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	619	1,1	1,4
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	458	1,1	1,4
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	397	1,2	1,1
16 AP - 5mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	552	1,1	Basis
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	253	1,2	
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	309	1,8	
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	628	1,1	
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	464	1,1	
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	401	1,2	
16 AP - 8mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	566	1,1	2,5
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	259	1,2	2,5
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	317	1,8	2,5
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	646	1,1	2,9
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	476	1,1	2,5
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	405	1,2	1,1
Durchschnittliche Abweichung bei 8 AP:						1,7%
Durchschnittliche Abweichung bei 16 AP:						2,0%

Tabelle D.4.: Kerbspannungen für eine Verdrehung des Hexaeders gegenüber des Flansches getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 5 mm Netzfeinheit, 8 Anbindungspunkten und direkter Anbindung.

Konfiguration	Lastfall	n	k	σ_K in MPa	T_σ	$\Delta\sigma_k$ in %
0°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	670	1,1	Basis
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	307	1,2	
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	375	1,8	
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	768	1,1	
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	564	1,1	
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	418	1,2	
10°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	667	1,1	-0,4
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	305	1,2	-0,4
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	374	1,8	-0,4
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	766	1,1	-0,3
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	562	1,1	-0,4
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	414	1,2	-0,8
30°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	613	1,1	-8,5
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	281	1,2	-8,5
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	343	1,8	-8,5
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	701	1,1	-8,8
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	516	1,1	-8,5
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	410	1,2	-1,9
45°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	566	1,1	-15,5
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	259	1,2	-15,5
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	317	1,8	-15,5
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	646	1,1	-15,9
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	476	1,1	-15,5
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	399	1,2	-4,4
Durchschnittliche Abweichung:						9,71 %

Tabelle D.5.: Kerbspannungen für eine Verdrehung des Hexaeders gegenüber des Flansches getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 5 mm Netzfeinheit, 8 Anbindungspunkten und indirekter Anbindung.

Konfiguration	Lastfall	n	k	σ_K in MPa	T_σ	$\Delta\sigma_k$ in %
0°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	540	1,1	Basis
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	247	1,2	
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	302	1,8	
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,2	607	1,1	
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	454	1,1	
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	502	1,2	
10°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	738	1,1	36,7
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	339	1,2	37,2
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	413	1,8	36,7
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	849	1,1	39,9
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	621	1,1	36,7
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	447	1,2	-11,0
30°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	714	1,1	32,2
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	327	1,2	32,2
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	400	1,8	32,2
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	809	1,1	33,3
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	601	1,1	32,2
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	551	1,2	9,8
45°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	666	1,1	23,4
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	305	1,2	23,4
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	373	1,8	23,4
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,2	750	1,1	23,7
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	561	1,1	23,4
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	556	1,2	10,9
Durchschnittliche Abweichung:						30,07 %

Tabelle D.6.: Kerbspannungen für eine Verdrehung des Hexaeders gegenüber des Flansches getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 5 mm Netzfeinheit, 16 Anbindungspunkten und direkter Anbindung.

Konfiguration	Lastfall	n	k	σ_K in MPa	T_σ	$\Delta\sigma_k$ in %
0°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	552	1,1	Basis
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	253	1,2	
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	309	1,8	
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	628	1,1	
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	464	1,1	
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	401	1,2	
11,25°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	556	1,1	0,7
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	254	1,2	0,7
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	311	1,8	0,7
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	631	1,1	0,5
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	468	1,1	0,7
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	410	1,2	2,2
22,5°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	546	1,1	-1,2
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	250	1,2	-1,2
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	305	1,8	-1,2
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	619	1,1	-1,5
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	459	1,1	-1,2
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	413	1,2	3,0
Durchschnittliche Abweichung:						1,2 %

Tabelle D.7.: Kerbspannungen für eine Verdrehung des Hexaeders gegenüber des Flansches getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 5 mm Netzfeinheit, 16 Anbindungspunkten und indirekter Anbindung.

Konfiguration	Lastfall	n	k	σ_K in MPa	T_σ	$\Delta\sigma_k$ in %
0°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	549	1,1	Basis
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	251	1,2	
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	307	1,8	
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	627	1,1	
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	462	1,1	
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	463	1,2	
11,25°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	564	1,1	2,7
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	258	1,2	2,7
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	316	1,8	2,7
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	645	1,1	2,8
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	475	1,1	2,7
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	427	1,2	-7,7
22,5°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	534	1,1	-2,7
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	244	1,2	-2,7
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	299	1,8	-2,7
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	606	1,1	-3,3
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	449	1,1	-2,7
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	446	1,2	-3,7
Durchschnittliche Abweichung:						3,7%

D.2 Feine Modellierung des Superelements

Tabelle D.8.: Kerbspannungen für verschiedene Netzfeinheiten getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 8 Anbindungspunkten und RBE3-Anbindung.

Konfiguration	Lastfall	n	k	σ_K in MPa	T_σ	$\Delta\sigma_k$ in %
3mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	602	1,1	1,4
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	275	1,2	1,4
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	337	1,8	1,4
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	685	1,1	2,8
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	506	1,1	1,4
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	448	1,2	15,0
5mm mit verbesserter Konfiguration	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	593	1,1	Basis
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	271	1,2	
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	332	1,8	
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,2	666	1,1	
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	499	1,1	
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	527	1,2	
5mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	603	1,1	1,7
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	276	1,2	1,7
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	338	1,8	1,7
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,2	677	1,1	1,6
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	507	1,1	1,7
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	569	1,2	8,0
8mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	606	1,1	2,1
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	277	1,2	2,1
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	339	1,8	2,1
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	685	1,1	2,8
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	509	1,1	2,1
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	513	1,2	2,6
Durchschnittliche Abweichung:						5,0 %

Tabelle D.9.: Kerbspannungen für verschiedene Netzfeinheiten getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit direkter Anbindung.

Konfiguration	Lastfall	n	k	σ_K in MPa	T_σ	$\Delta\sigma_k$ in %
3mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	657	1,1	1,2
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	300	1,2	1,2
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	368	1,8	1,2
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	750	1,1	1,3
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	552	1,1	1,2
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	435	1,2	1,7
5mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	665	1,1	Basis
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	304	1,2	
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	372	1,8	
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	760	1,1	
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	559	1,1	
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	428	1,2	
8mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	664	1,1	0,1
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	304	1,2	0,1
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	372	1,8	0,1
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	762	1,1	0,2
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	558	1,1	0,1
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	406	1,2	5,2
Durchschnittliche Abweichung						1,9%

Tabelle D.10.: Kerbspannungen für eine Verdrehung des Hexaeders gegenüber des Flansches getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 5 mm Netzfeinheit, 8 Anbindungspunkten und direkter Anbindung.

Konfiguration	Lastfall	n	k	σ_K in MPa	T_σ	$\Delta\sigma_k$ in %
0°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	665	1,1	Basis
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	304	1,2	
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	372	1,8	
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	760	1,1	
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	559	1,1	
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	428	1,2	
10°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	667	1,1	0,3
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	305	1,2	0,3
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	373	1,8	0,3
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	764	1,1	0,5
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	561	1,1	0,3
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	421	1,2	-1,7
30°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	678	1,1	2,0
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	310	1,2	2,1
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	379	1,8	2,0
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	778	1,1	2,3
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	570	1,1	2,0
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	419	1,2	-2,1
45°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	640	1,1	-3,7
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	293	1,2	-3,7
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	358	1,8	-3,7
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	734	1,1	-3,4
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	539	1,1	-3,7
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	412	1,2	-3,9
Durchschnittliche Abweichung:						2,5 %

Tabelle D.11.: Kerbspannungen für eine Verdrehung des Hexaeders gegenüber des Flansches getrennt nach Belastung für eine BMWeld-Modellierung mit 5 mm Netzfeinheit, 8 Anbindungspunkten und indirekter Anbindung.

Konfiguration	Lastfall	n	k	σ_K in MPa	T_σ	$\Delta\sigma_k$ in %
0°	8AP RBE3 5mm imp: R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	593	1,1	
	8AP RBE3 5mm imp: R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	271	1,2	
	8AP RBE3 5mm imp: R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	332	1,8	
	8AP RBE3 5mm imp: R1=0.00 R2=konst.	12	5,2	666	1,1	Basis
	8AP RBE3 5mm imp: R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	499	1,1	
	8AP RBE3 5mm imp: R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	527	1,2	
	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	811	1,1	36,7
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	375	1,2	38,3
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	454	1,8	36,7
10°	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	935	1,1	40,3
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	682	1,1	36,7
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	463	1,2	-12,1
	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	806	1,1	35,9
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	369	1,2	35,9
30°	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	451	1,8	35,9
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	918	1,1	37,8
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	679	1,1	35,9
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	568	1,2	7,9
	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	759	1,1	27,9
45°	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	347	1,2	27,9
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	425	1,8	27,9
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	860	1,1	29,1
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	638	1,1	27,9
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	575	1,2	9,2
Durchschnittliche Abweichung:						32,5 %

D.3 FEMFAT

Tabelle D.12.: Elementspannungen für verschiedene Netzfeinheiten getrennt nach Belastung.

Konfiguration	Lastfall	n	k	σ_K in MPa	T_σ	$\Delta\sigma_k$ in %
3mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	624	1,1	2,7
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,6	289	1	1,9
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	349	2	2,7
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	719	1	2,4
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	525	1	2,7
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	352	1	7,3
5mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	641	1	Basis
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	295	1	
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	359	1,8	
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	737	1,1	
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	539	1,1	
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	380	1,2	
8mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	671	1,1	4,8
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	310	1,2	5,3
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	376	1,8	4,8
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	773	1,1	5,0
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	565	1,1	4,8
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	398	1,2	4,6
Durchschnittliche Abweichung						4,5 %

Tabelle D.13.: Elementspannungen für eine Verdrehung des Schweißpunktes gegenüber der Flansch­kante getrennt nach Belastung.

Konfiguration	Lastfall	n	k	σ_K in MPa	T_σ	$\Delta\sigma_k$ in %
0°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	221	1,1	Basis
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,7	102	1	
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	124	2	
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	244	1	
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	186	1	
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	128	1	
11,25°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	225	1,1	1,8
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,7	105	1,2	3,5
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	126	1,8	1,8
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	250	1,1	2,6
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	189	1,1	1,8
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	134	1,2	4,5
22,5°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	230	1,1	4,1
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,8	111	1,1	9,1
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	129	1,8	4,1
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	259	1,1	6,3
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	194	1,1	4,1
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	154	1,2	20,6
Durchschnittliche Abweichung:						7,7%

D.4 Rupp-Ronde

Tabelle D.14.: Rupp-Radialspannungen für verschiedene Netzfeinheiten getrennt nach Belastung.

Konfiguration	Lastfall	n	k	σ_K in MPa	T_σ	$\Delta\sigma_k$ in %
3mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	207	1,1	6,6
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,8	100	1,2	1,9
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	116	1,8	6,6
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	234	1,1	4,1
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	174	1,1	6,6
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	149	1,2	16,6
5mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	221	1,1	
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,7	102	1,2	
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	124	1,8	
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	244	1,1	Basis
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	186	1,1	
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	128	1,2	
8mm	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	235	1,1	6,3
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,7	109	1,2	7,2
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	132	1,8	6,3
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,3	260	1,1	6,7
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	198	1,1	6,3
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	180	1,2	40,7
Durchschnittliche Abweichung						14,5 %

Tabelle D.15.: Rupp-Radialspannungen für eine Verdrehung des Schweißpunktes gegenüber der Flansch-
kante getrennt nach Belastung.

Konfiguration	Lastfall	n	k	σ_K in MPa	T_σ	$\Delta\sigma_k$ in %
0°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	92	1,1	Basis
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	42	1,2	
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	51	1,8	
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,2	103	1,1	
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	77	1,1	
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	90	1,2	
11,25°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	67	1,1	-26,8
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	31	1,2	-26,8
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	38	1,8	-26,8
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,2	75	1,1	-26,8
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	56	1,1	-26,8
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	90	1,2	-0,3
22,5°	R1=-1.00 R2=unbel.	13	5,1	90	1,1	-1,7
	R1=-1.00 R2=konst.	11	4,5	42	1,2	-0,8
	R1=0.00 R2=unbel.	18	3,2	50	1,8	-1,7
	R1=0.00 R2=konst.	12	5,4	103	1,1	-0,2
	R1=0.50 R2=unbel.	5	8,0	76	1,1	-1,7
	R1=unbel. R2=0.00	4	6,0	91	1,2	0,1
Durchschnittliche Abweichung:						18,1 %



E Effektivspannungsauswertung

Tabelle E.1.: Berechnete Effektivspannungen für eine grobe SP-Elementierung.

Modell	Konfig.	Last [kN]	Spannungen			Effektivspannungen			$s_{rel} = \frac{\sigma_I}{\sigma_0}$	$s_{e,rel} = \frac{\sigma_{e,0-I}}{\sigma_0}$			
			σ_0	σ_1	σ_2	$\sigma_{eff,0-1}$	$\sigma_{eff,0-2}$						
RP10	0°	1	1962,8	455,5	230,7	1209,2	719,7	100%	23%	12%	62%	37%	
RP10	30°	1	1681,2	370,6	181,8	1025,9	602,1	100%	22%	11%	61%	36%	
RP10	45°	1	1394,1	281,6	136,3	837,9	482,4	100%	20%	10%	60%	35%	
RP10	60°	1	1013,2	180,2	89,3	596,7	335,6	100%	18%	9%	59%	33%	
RP10	90°	1	417,2	119,0	82,6	268,1	173,6	100%	29%	20%	64%	42%	
RP12	0°	1	1839,3	290,6	145,5	1065,0	586,3	100%	16%	8%	58%	32%	
RP12	30°	1	1668,8	123,2	64,0	896,0	442,5	100%	7%	4%	54%	27%	
RP12	45°	1	1454,2	93,6	55,1	773,9	378,5	100%	6%	4%	53%	26%	
RP12	60°	1	1140,6	85,8	61,2	613,2	308,2	100%	8%	5%	54%	27%	
RP12	90°	1	391,7	137,2	89,0	264,5	178,9	100%	35%	23%	68%	46%	
SEZ	320vs320	1	203,4	54,2	38,1	128,8	82,1	100%	27%	19%	63%	40%	
SAEZ	320vs320	1	4593,1	222,4	166,2	2407,7	1156,7	100%	5%	4%	52%	25%	
							maximale Differenz:		0%	30%	19%	15%	20%
							Mittelwert:		100%	18%	11%	59%	34%
							Standardabweichung:		0,0%	9,8%	6,6%	4,9%	6,7%

Tabelle E.2.: Berechnete Effektivspannungen für eine feine SP-Elementierung.

Modell	Konfg.	Last [kN]	σ_0	σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ_5	σ_6
RP10	0°	1	2268,5	1715,9	1102,6	710,8	472,4	321,8	212,4
RP10	30°	1	1861,0	1405,6	905,7	582,1	383,5	257,9	167,0
RP10	45°	1	1492,3	1133,5	730,4	464,5	300,2	196,9	123,3
RP10	60°	1	1095,4	832,4	537,3	344,2	225,8	151,8	99,6
RP10	90°	1	467,5	340,5	219,4	153,0	116,4	94,0	77,5
RP12	0°	1	1967,6	1500,9	968,8	614,5	394,5	256,4	158,6
RP12	30°	1	1781,9	1348,1	871,2	562,6	373,6	254,5	169,0
RP12	45°	1	1539,7	1165,5	751,3	486,4	325,4	224,2	151,3
RP12	60°	1	1221,3	912,8	590,5	392,1	273,3	198,4	143,4
RP12	90°	1	461,3	336,1	216,2	152,8	118,2	96,9	80,9
SEZ	320vs320	1	239,9	165,2	107,1	72,1	57,1	46,2	38,2
SAEZ	320vs320	1	5471,0	4082,8	2651,7	1719,0	1153,6	802,9	553,2
<hr/>									
RP10	0°	1	1992,2	1603,6	1272,5	1017,2	823,8	662,3	
RP10	30°	1	1633,3	1314,9	1043,7	833,4	673,5	539,7	
RP10	45°	1	1312,9	1058,9	839,7	668,2	537,4	427,9	
RP10	60°	1	963,9	777,9	617,7	492,9	398,1	319,1	
RP10	90°	1	404,0	321,3	257,1	211,2	178,2	151,4	
RP12	0°	1	1734,2	1401,3	1111,7	884,0	709,8	564,1	
RP12	30°	1	1565,0	1261,4	1002,8	802,3	650,0	522,9	
RP12	45°	1	1352,6	1089,8	866,1	693,5	563,0	454,1	
RP12	60°	1	1067,0	856,8	683,1	551,7	453,2	371,3	
RP12	90°	1	398,7	317,0	254,0	209,6	177,8	152,0	
SEZ	320vs320	1	202,6	158,3	125,7	102,8	86,9	73,9	
SAEZ	320vs320	1	4776,9	3837,2	3052,6	2446,4	1988,6	1608,5	

F Auswertungen BMWeld für Stahl

F.1 Wöhlerlinien

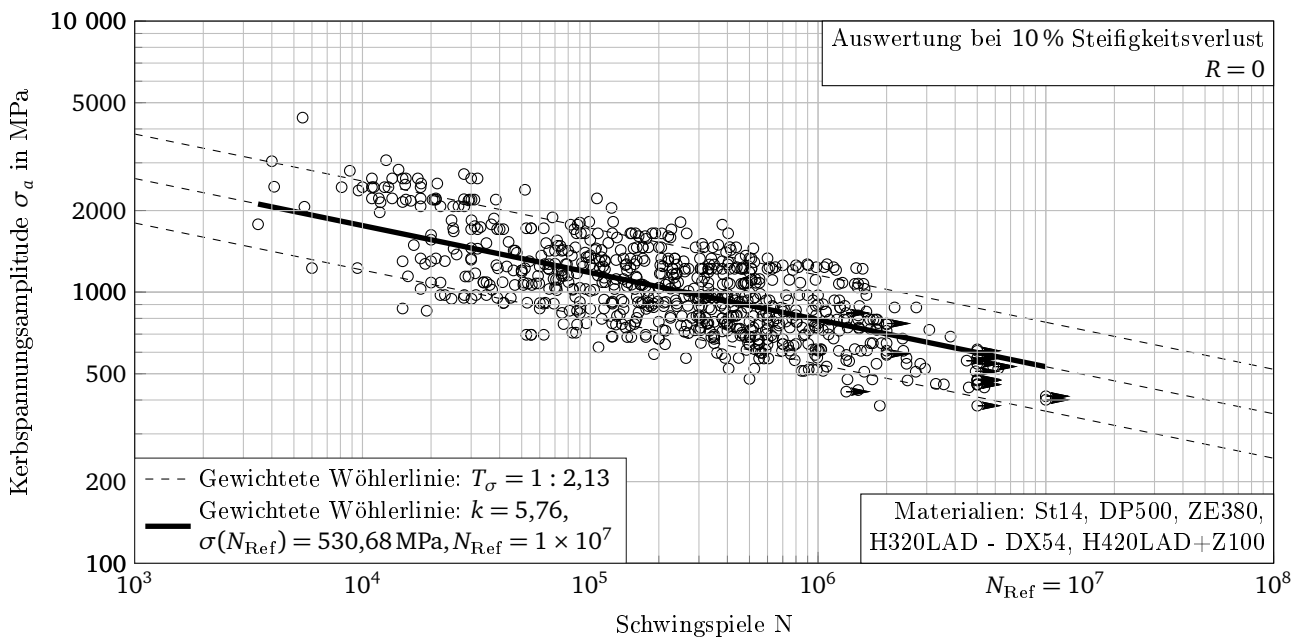


Abbildung F.1.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.

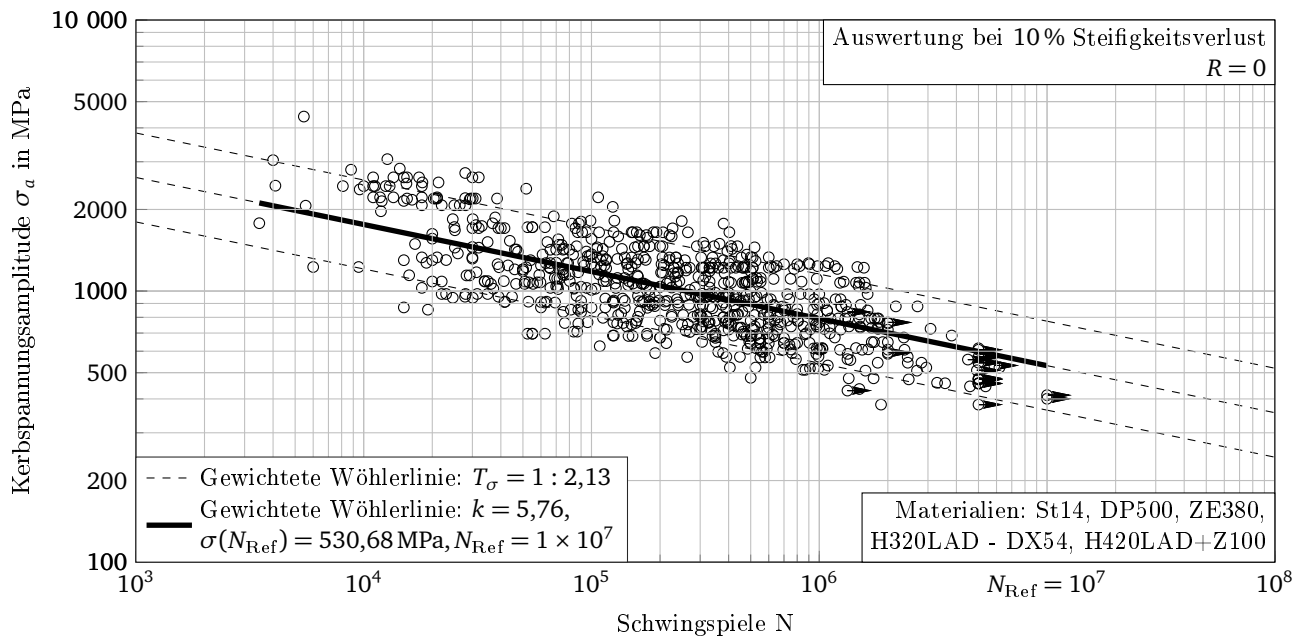


Abbildung F.2.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.

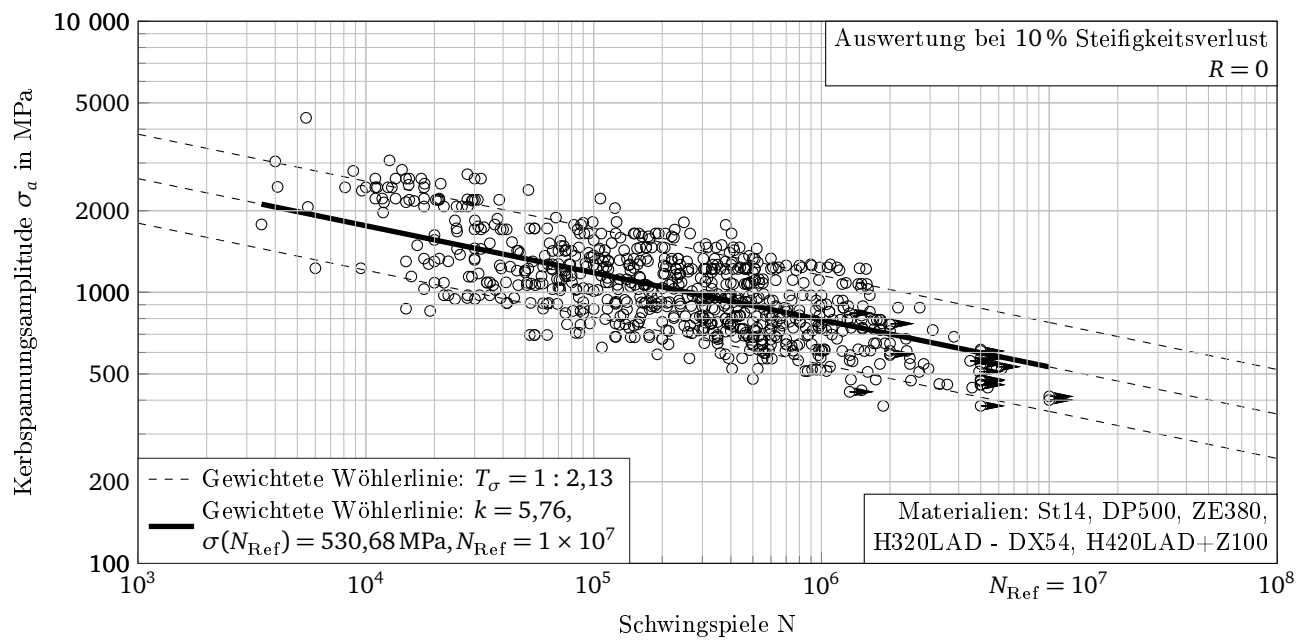


Abbildung F.3.: Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.

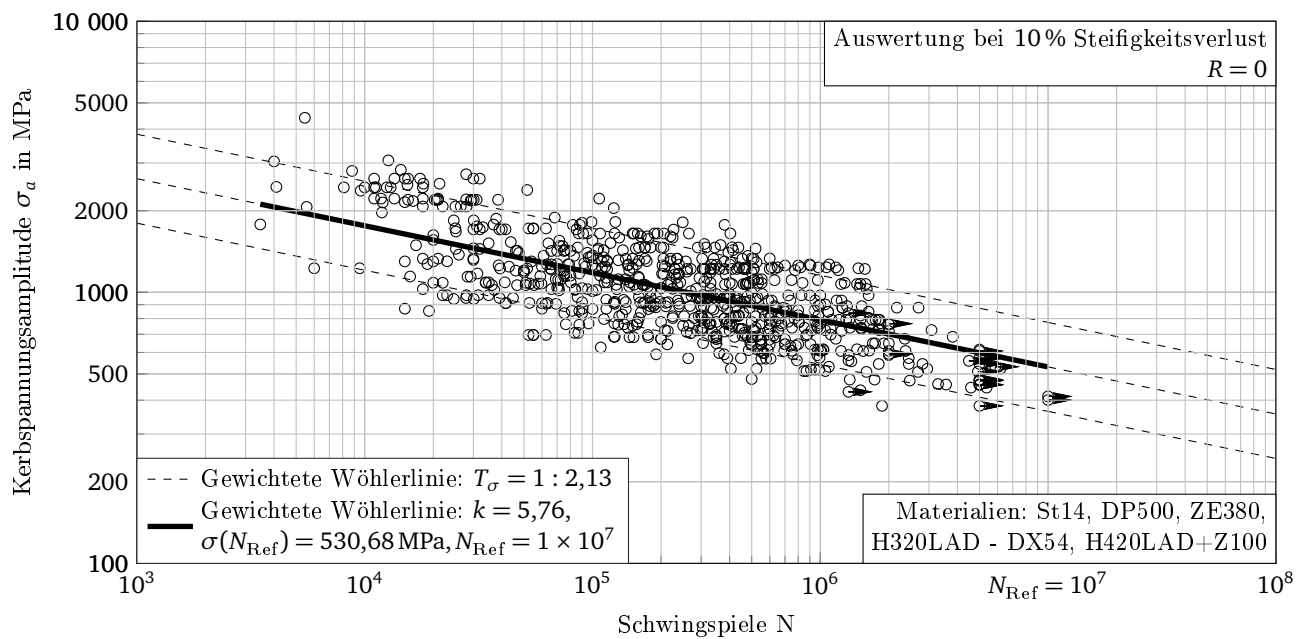


Abbildung F.4.: Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.

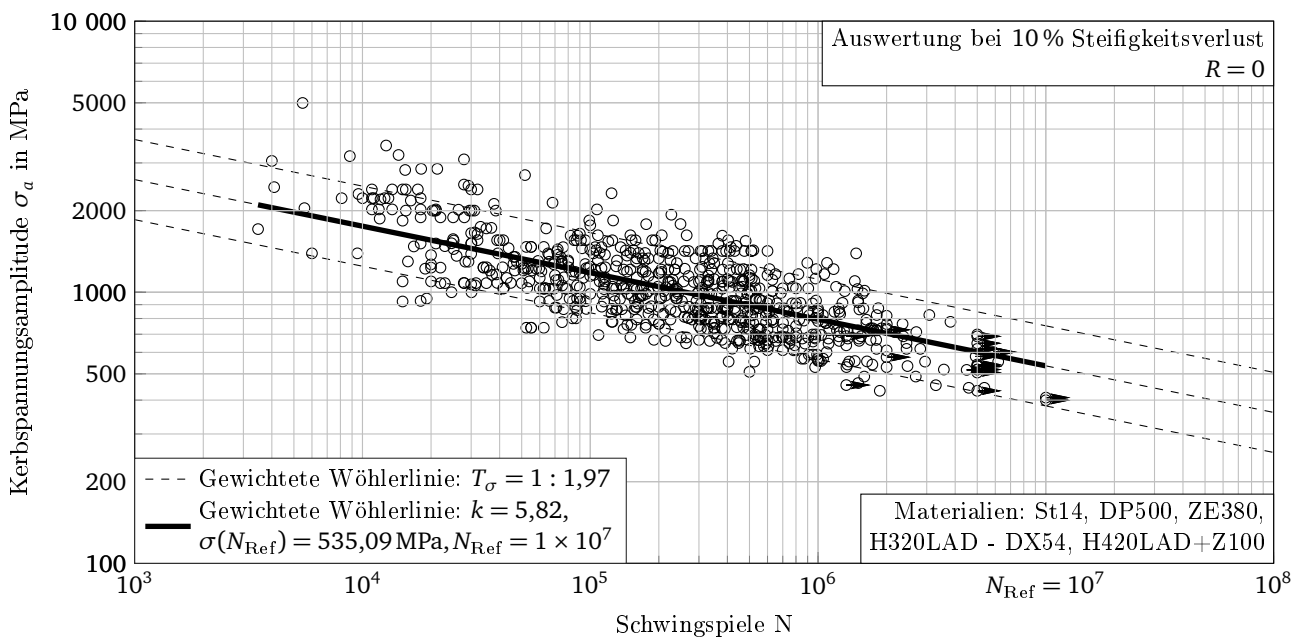


Abbildung F.5.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

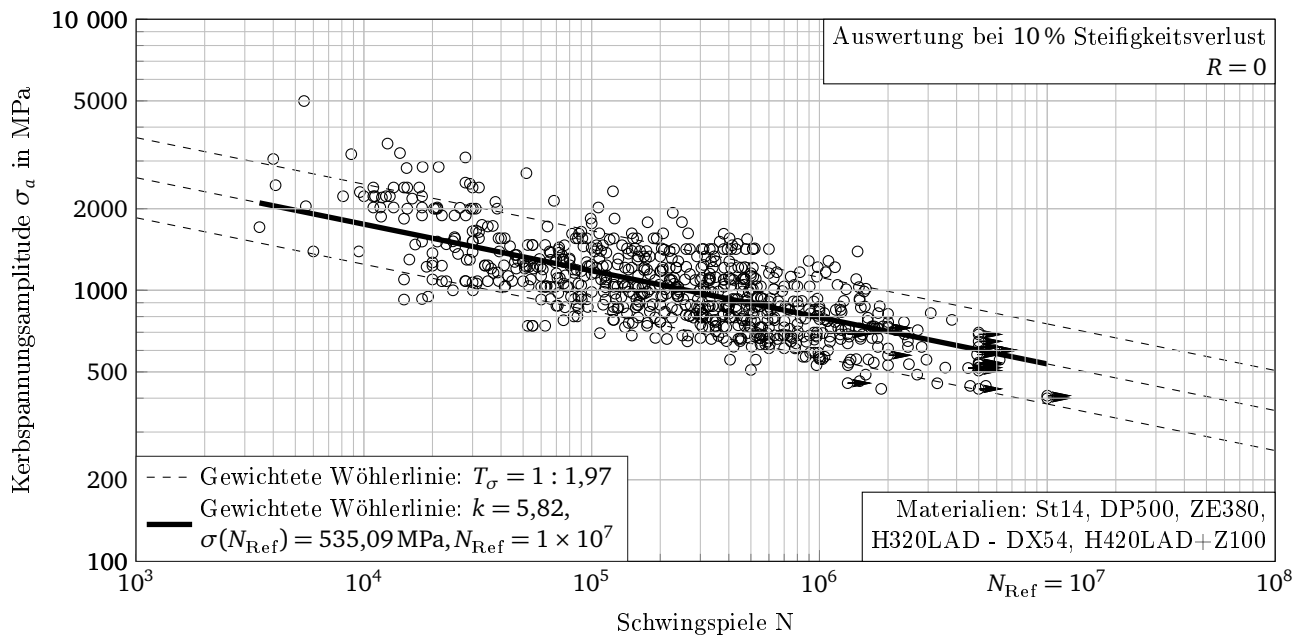


Abbildung F.6.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

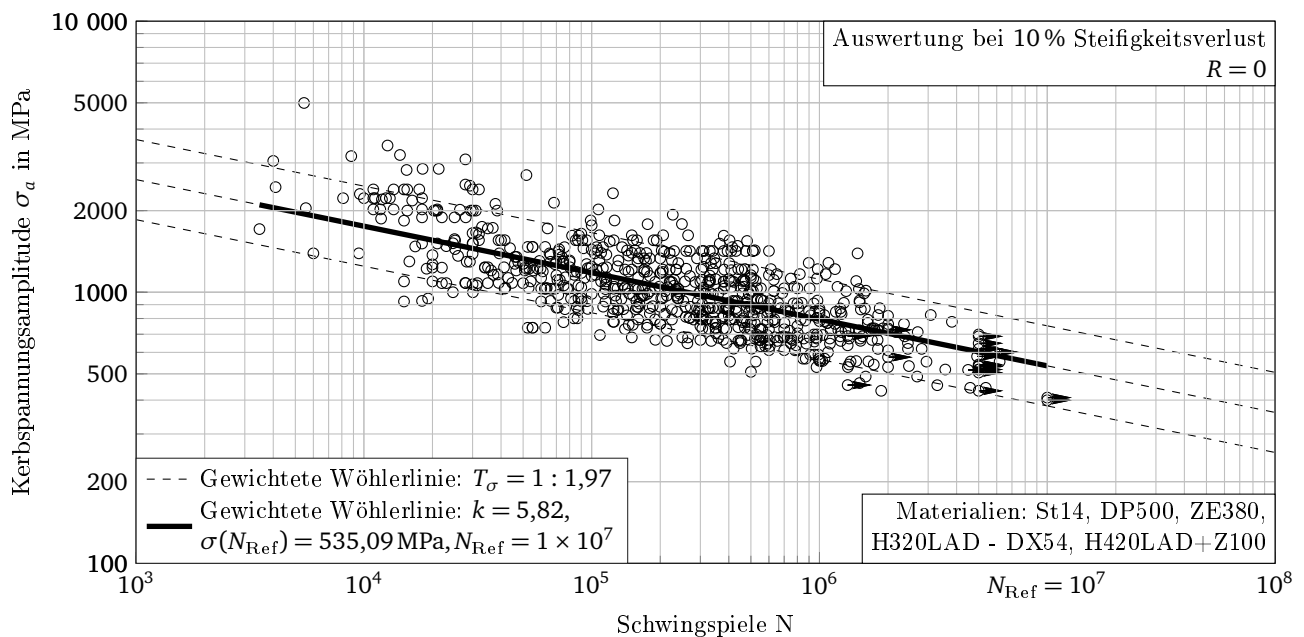


Abbildung F.7.: Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

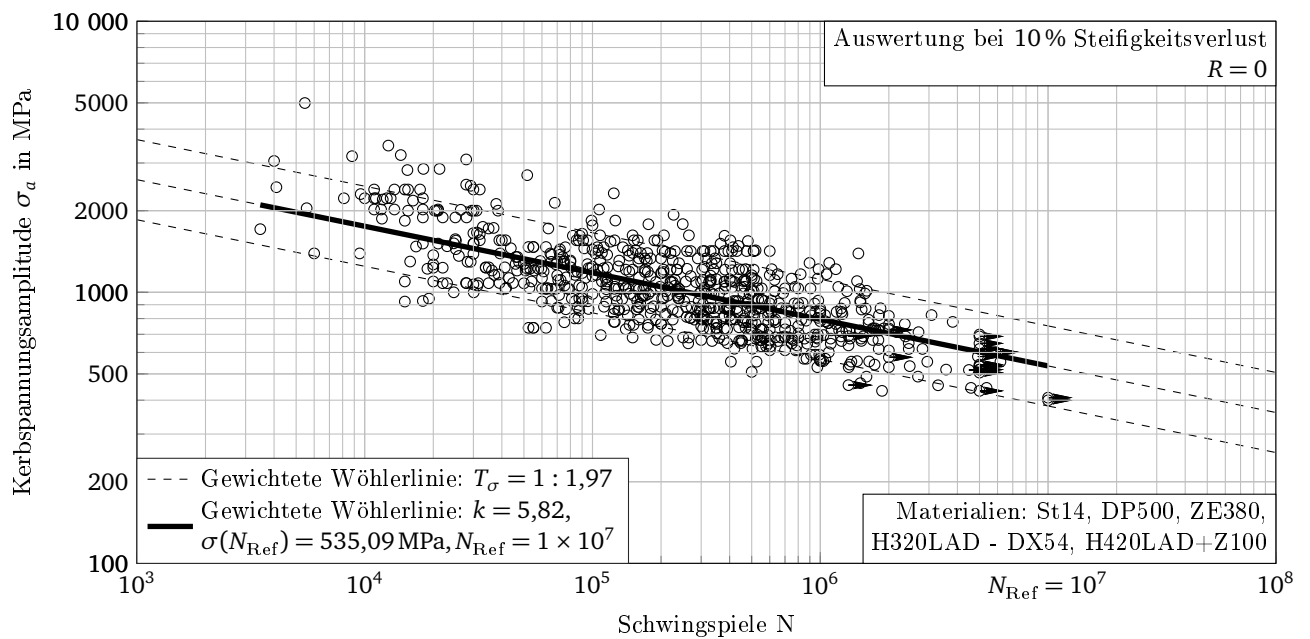


Abbildung F.8.: Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

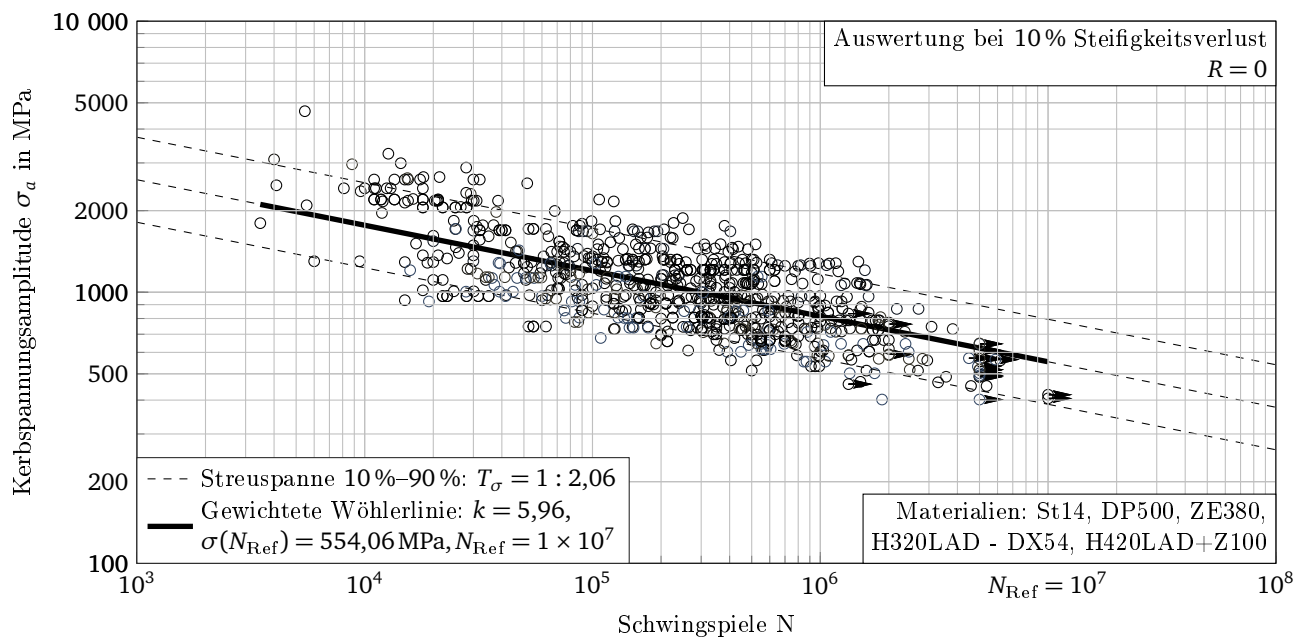


Abbildung F.9.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.

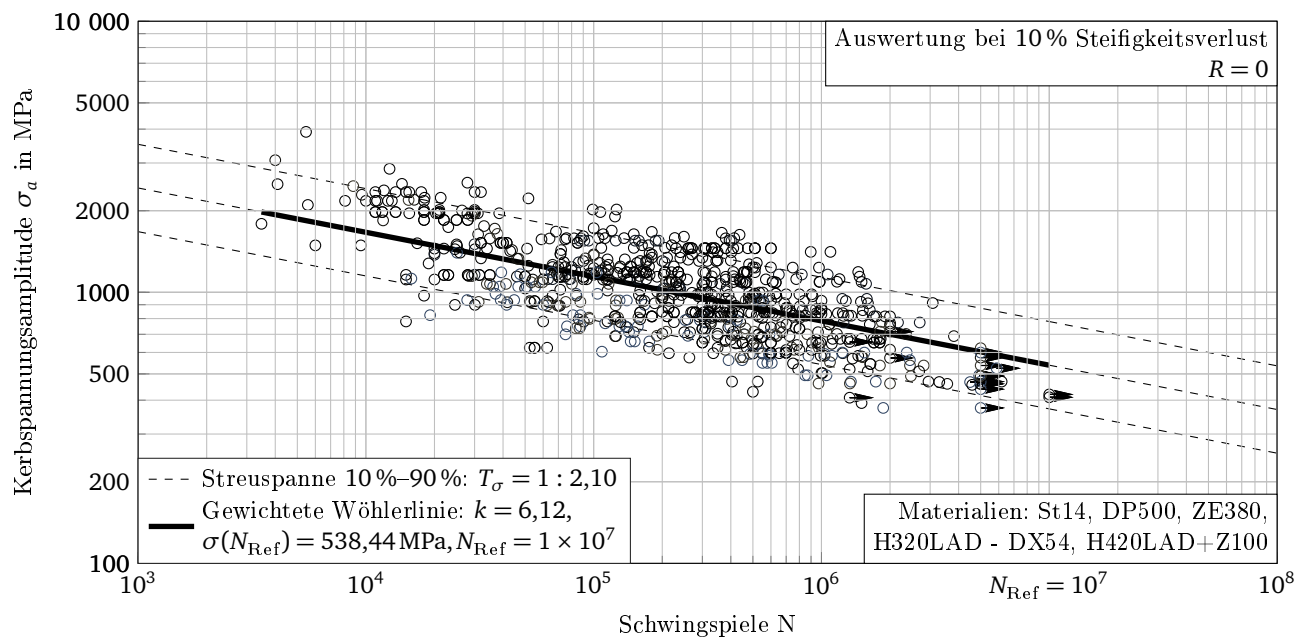


Abbildung F.10.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.

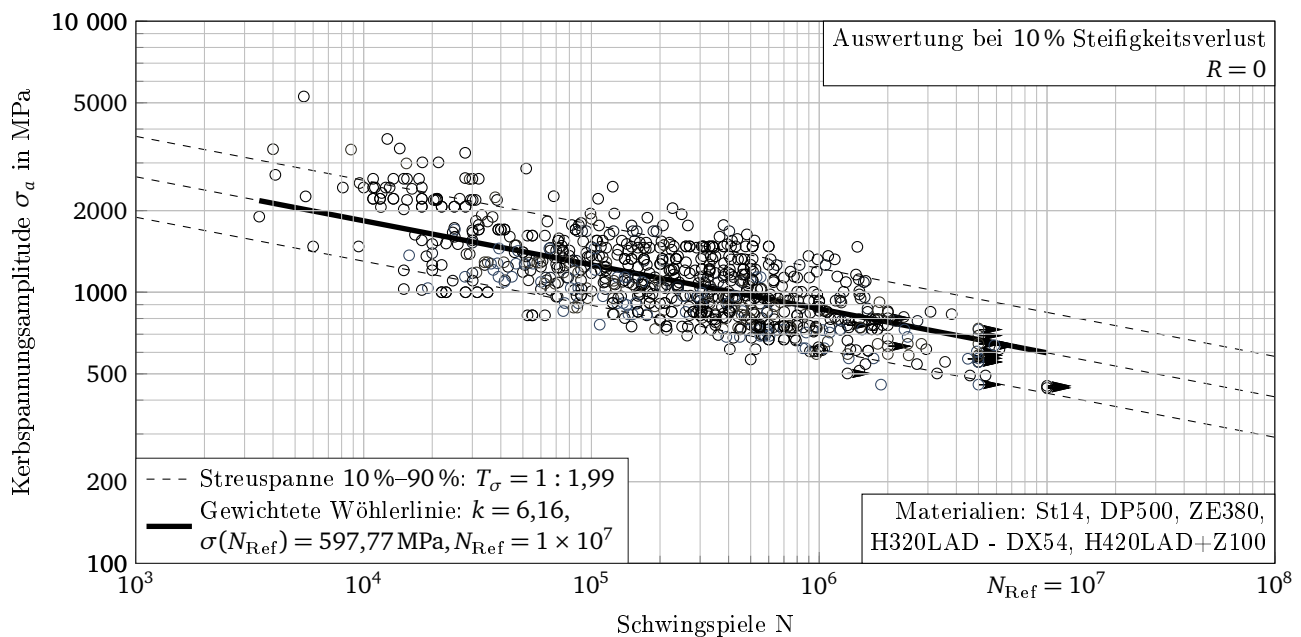


Abbildung F.11.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

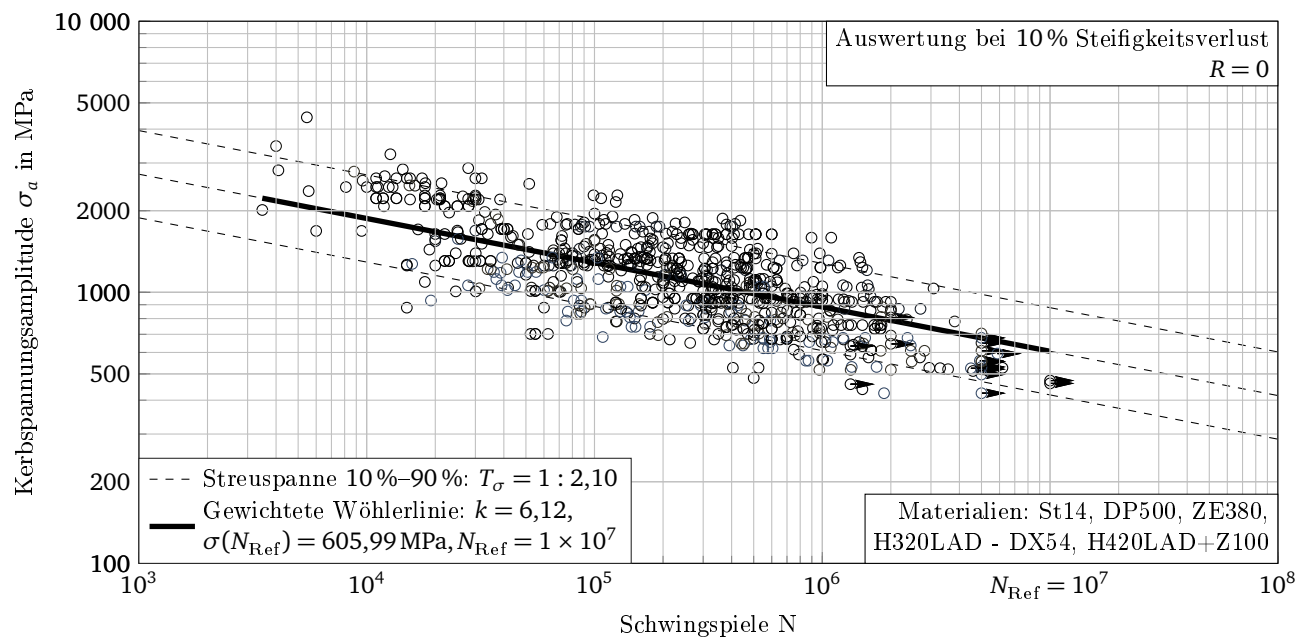


Abbildung F.12.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

F.2 Lebensdauer-Diagramme

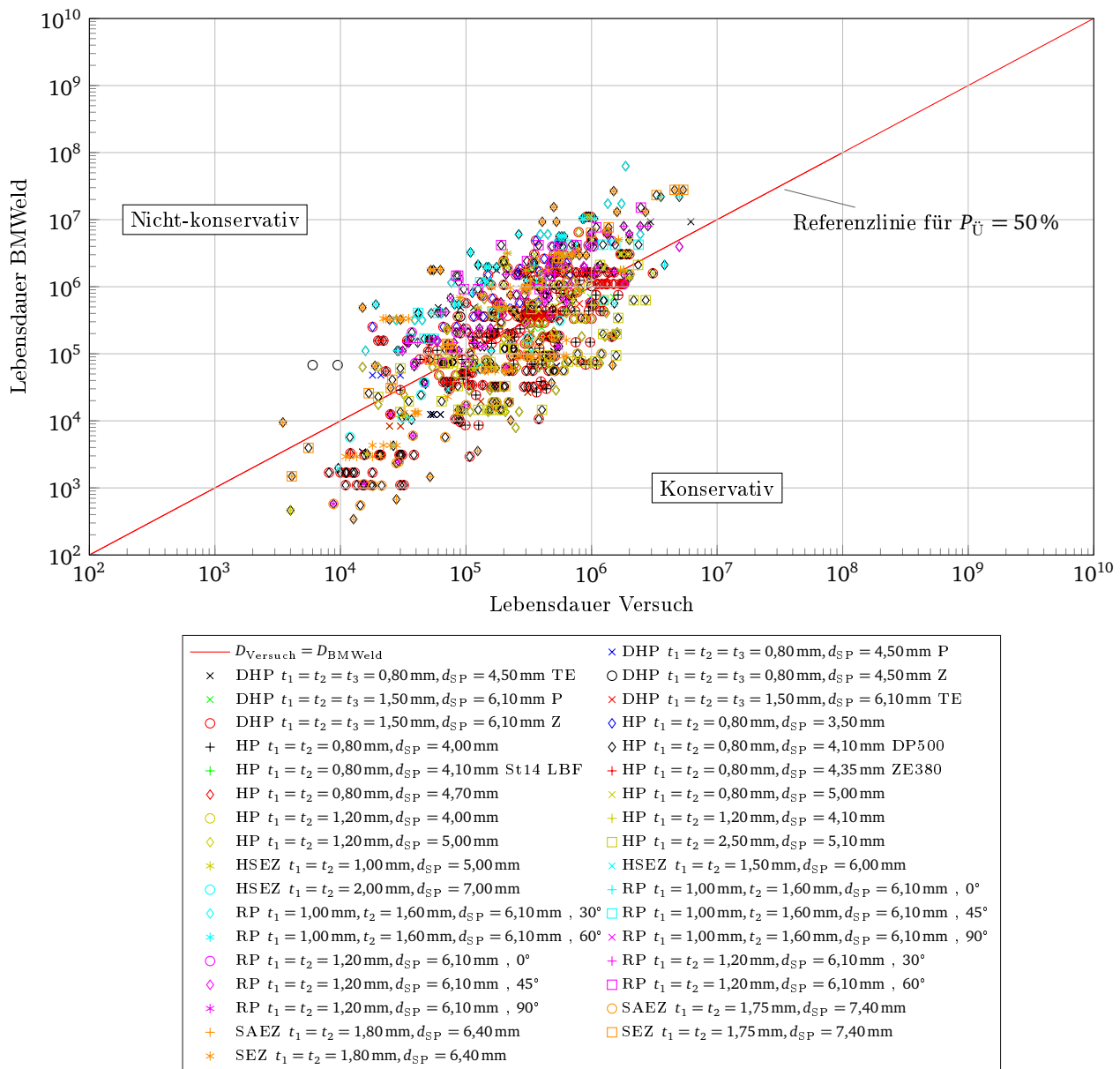


Abbildung F.13.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Probestyp, geometrischen Größen und Belastung.

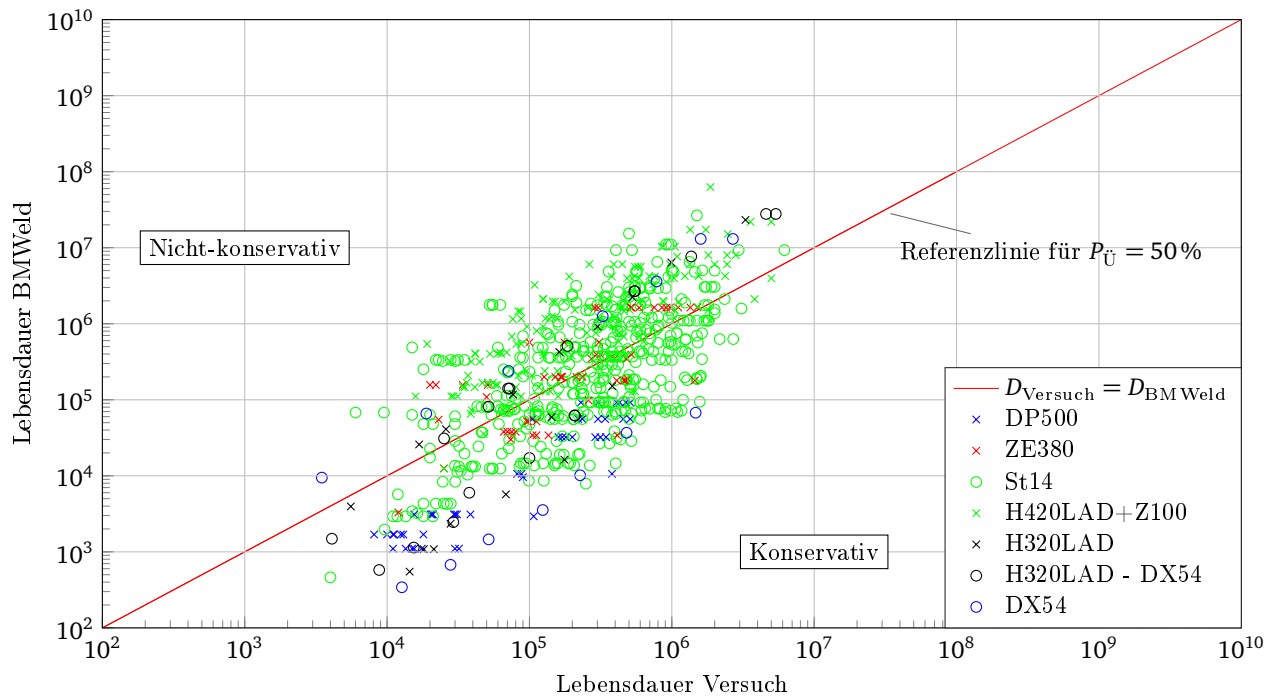


Abbildung F.14.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Materialien.

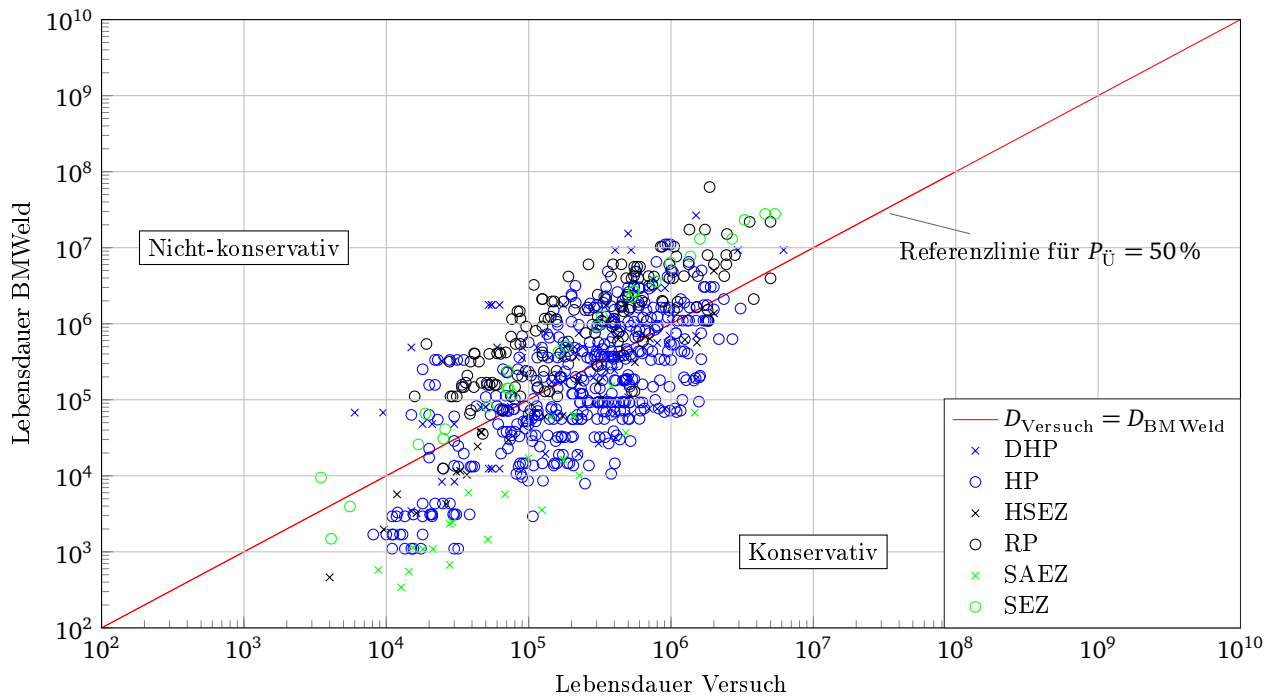


Abbildung F.15.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Probentyp.

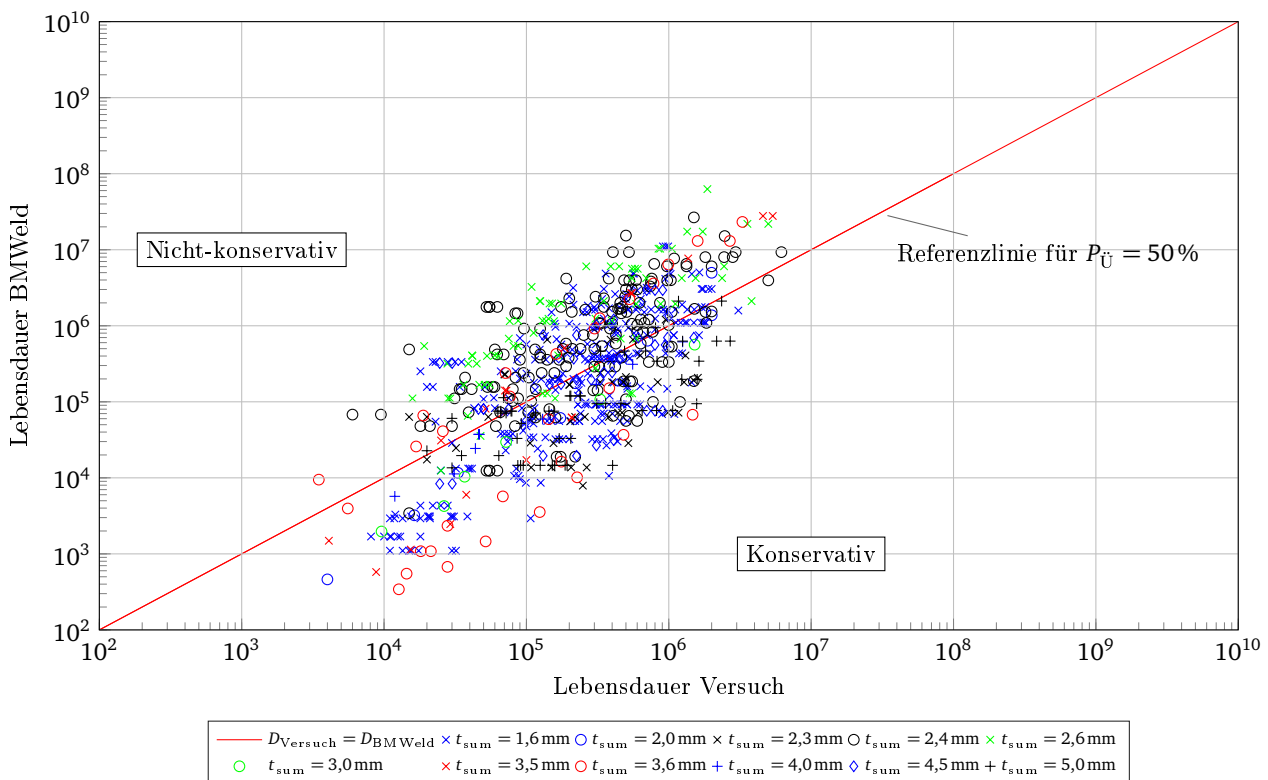


Abbildung F.16.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Summendicke der verbundenen Bleche.

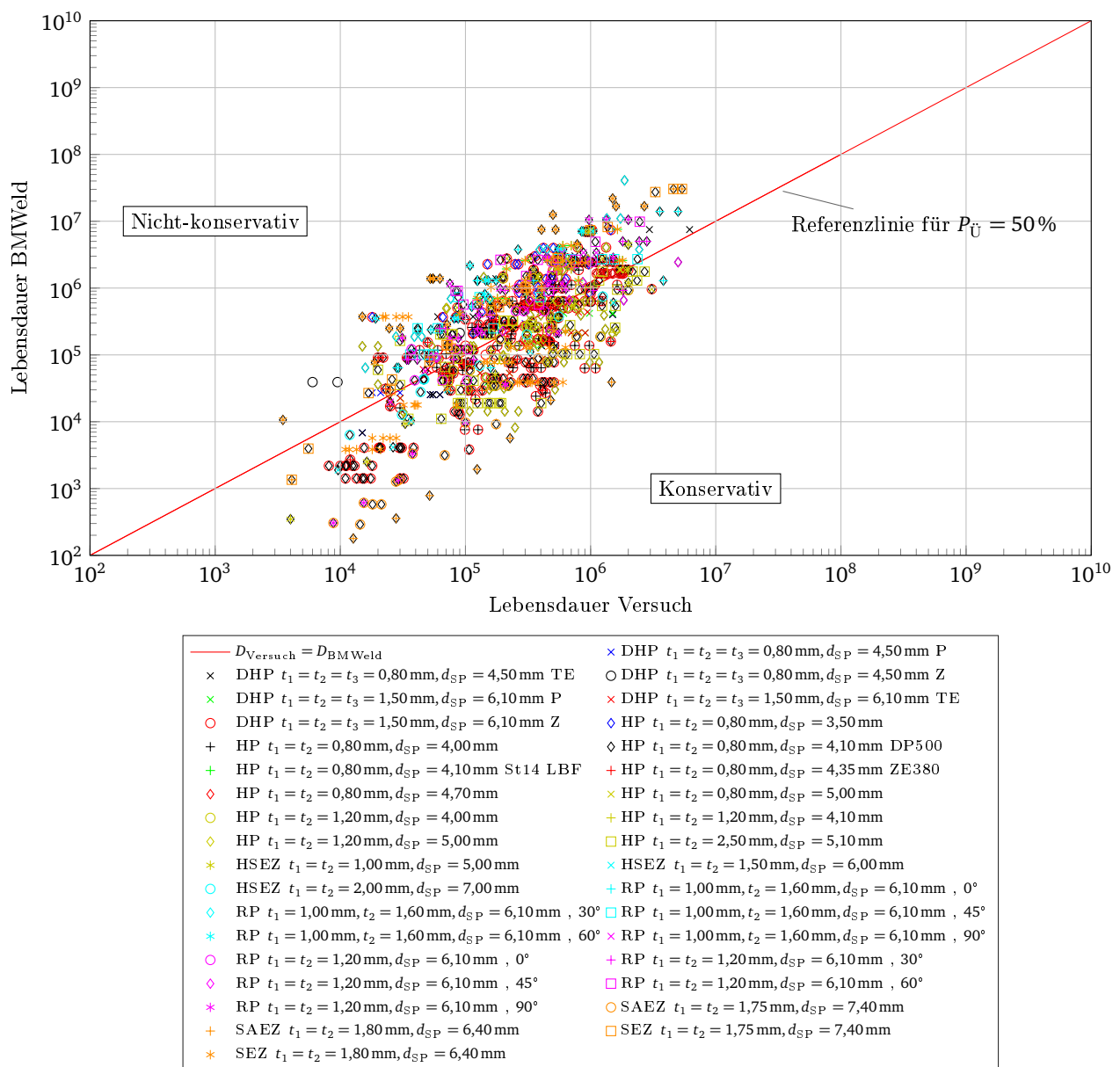


Abbildung F.17.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probestyp, geometrischen Größen und Belastung.

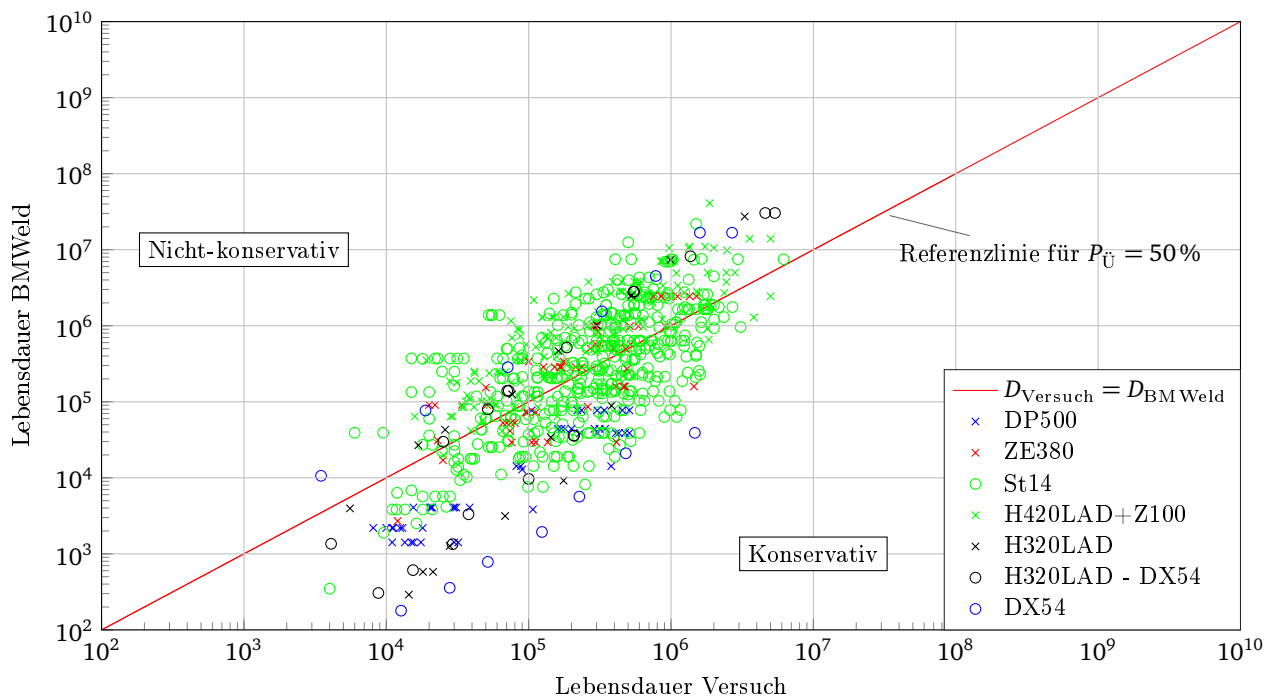


Abbildung F.18.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Materialien.

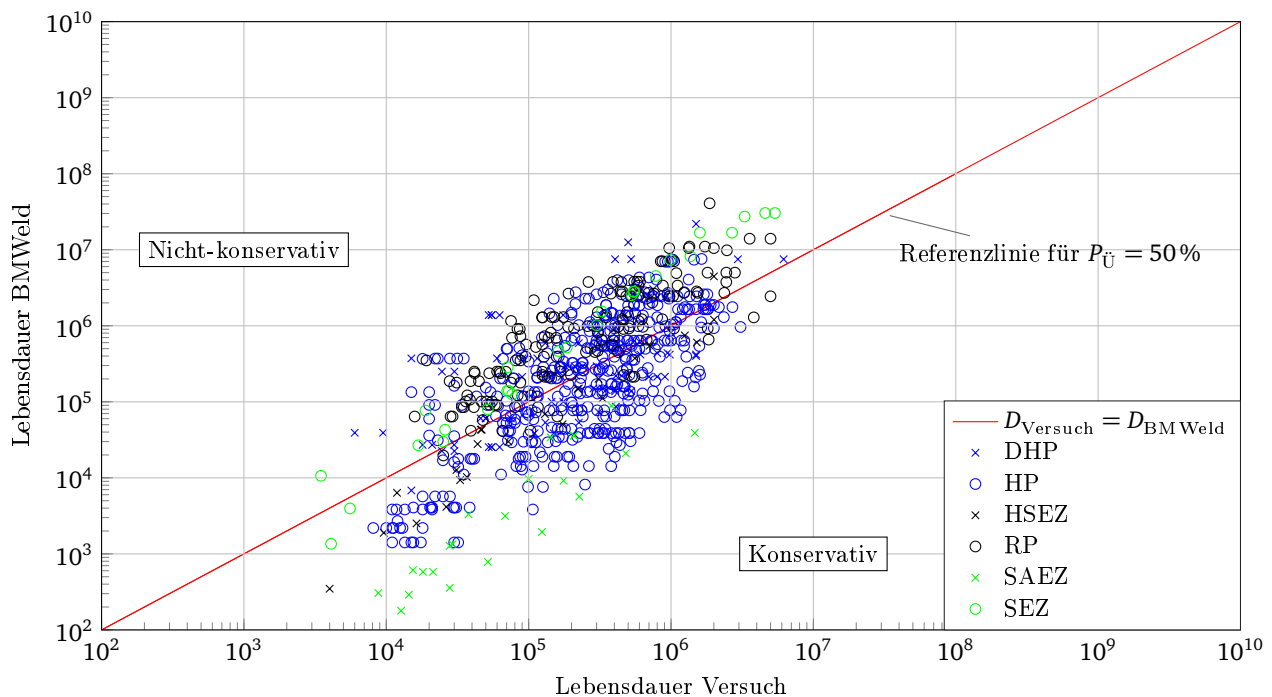


Abbildung F.19.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probestyp.

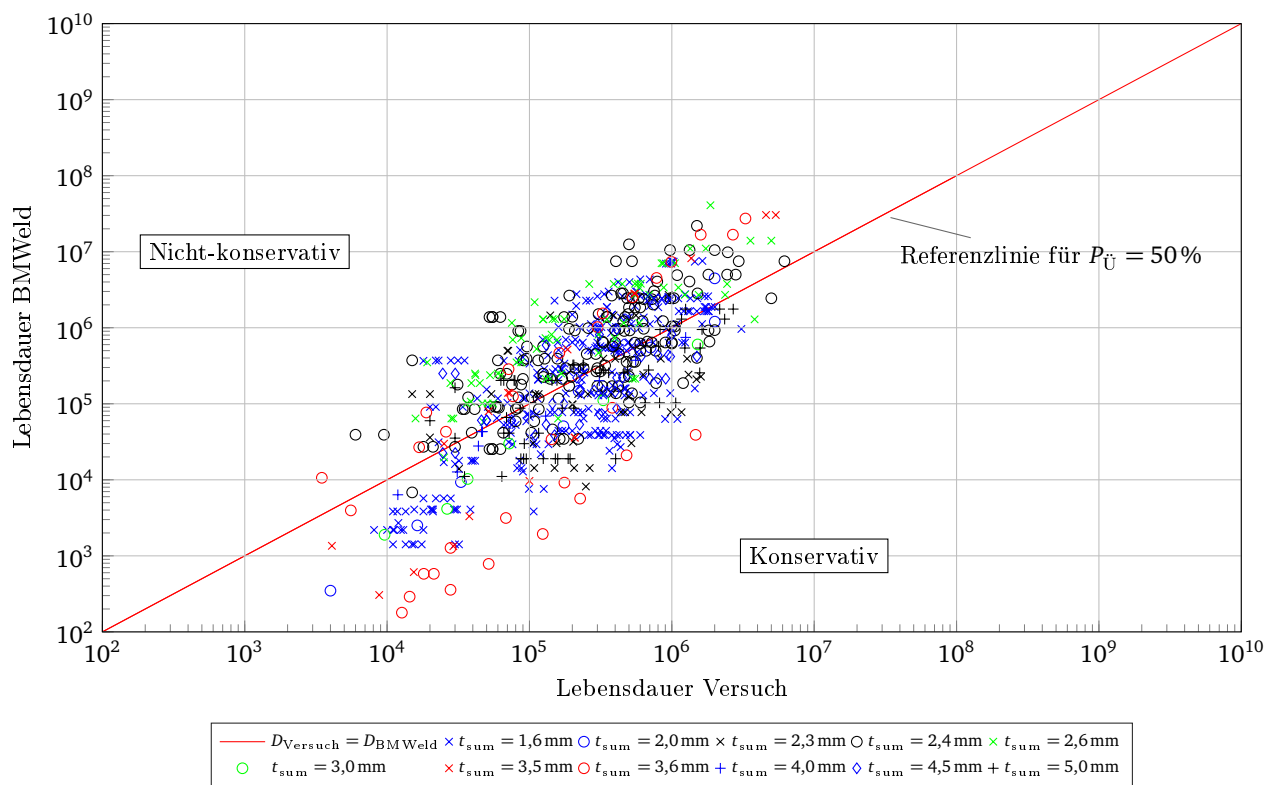
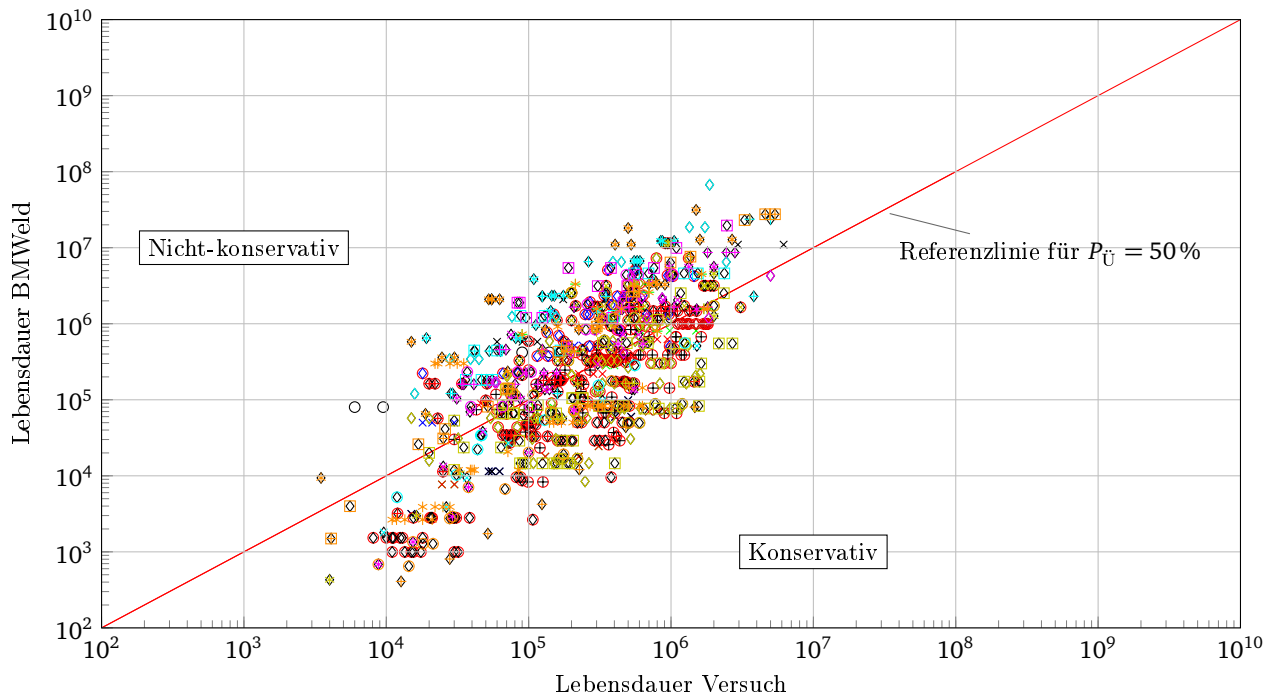


Abbildung F.20.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, feine Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Summendicke der verbundenen Bleche.



— $D_{\text{Versuch}} = D_{\text{BMWeld}}$	× DHP $t_1 = t_2 = t_3 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,50 \text{ mm}$ TE	× DHP $t_1 = t_2 = t_3 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,50 \text{ mm}$ P
× DHP $t_1 = t_2 = t_3 = 1,50 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}$ P	× DHP $t_1 = t_2 = t_3 = 1,50 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}$ TE	○ DHP $t_1 = t_2 = t_3 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,50 \text{ mm}$ Z
○ DHP $t_1 = t_2 = t_3 = 1,50 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}$ Z	◇ HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 3,50 \text{ mm}$	◇ HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,10 \text{ mm}$ DP500
+ HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,00 \text{ mm}$	+ HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,35 \text{ mm}$ ZE380	+ HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 5,00 \text{ mm}$
+ HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,10 \text{ mm}$ St14 LBF	+ HP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,10 \text{ mm}$	+ HP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 5,10 \text{ mm}$
◇ HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,70 \text{ mm}$	◇ HP $t_1 = t_2 = 2,50 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 5,10 \text{ mm}$	× HSEZ $t_1 = t_2 = 1,50 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,00 \text{ mm}$
◇ HP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,00 \text{ mm}$	+ RP $t_1 = 1,00 \text{ mm}, t_2 = 1,60 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 0^\circ$	+ RP $t_1 = 1,00 \text{ mm}, t_2 = 1,60 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 30^\circ$
◇ HP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 5,00 \text{ mm}$	+ RP $t_1 = 1,00 \text{ mm}, t_2 = 1,60 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 45^\circ$	+ RP $t_1 = 1,00 \text{ mm}, t_2 = 1,60 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 60^\circ$
* HSEZ $t_1 = t_2 = 1,00 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 5,00 \text{ mm}$	+ RP $t_1 = 1,00 \text{ mm}, t_2 = 1,60 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 90^\circ$	+ RP $t_1 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 0^\circ$
○ HSEZ $t_1 = t_2 = 2,00 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 7,00 \text{ mm}$	+ RP $t_1 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 30^\circ$	+ RP $t_1 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 45^\circ$
◇ RP $t_1 = 1,00 \text{ mm}, t_2 = 1,60 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 30^\circ$	+ RP $t_1 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 60^\circ$	+ RP $t_1 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 90^\circ$
* RP $t_1 = 1,00 \text{ mm}, t_2 = 1,60 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 60^\circ$	○ SAEZ $t_1 = t_2 = 1,75 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 7,40 \text{ mm}$	○ SEZ $t_1 = t_2 = 1,75 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 7,40 \text{ mm}$
◇ RP $t_1 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 0^\circ$		
◇ RP $t_1 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 45^\circ$		
* RP $t_1 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 90^\circ$		
+ SAEZ $t_1 = t_2 = 1,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,40 \text{ mm}$		
* SEZ $t_1 = t_2 = 1,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,40 \text{ mm}$		

Abbildung F.21.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Probestyp, geometrischen Größen und Belastung.

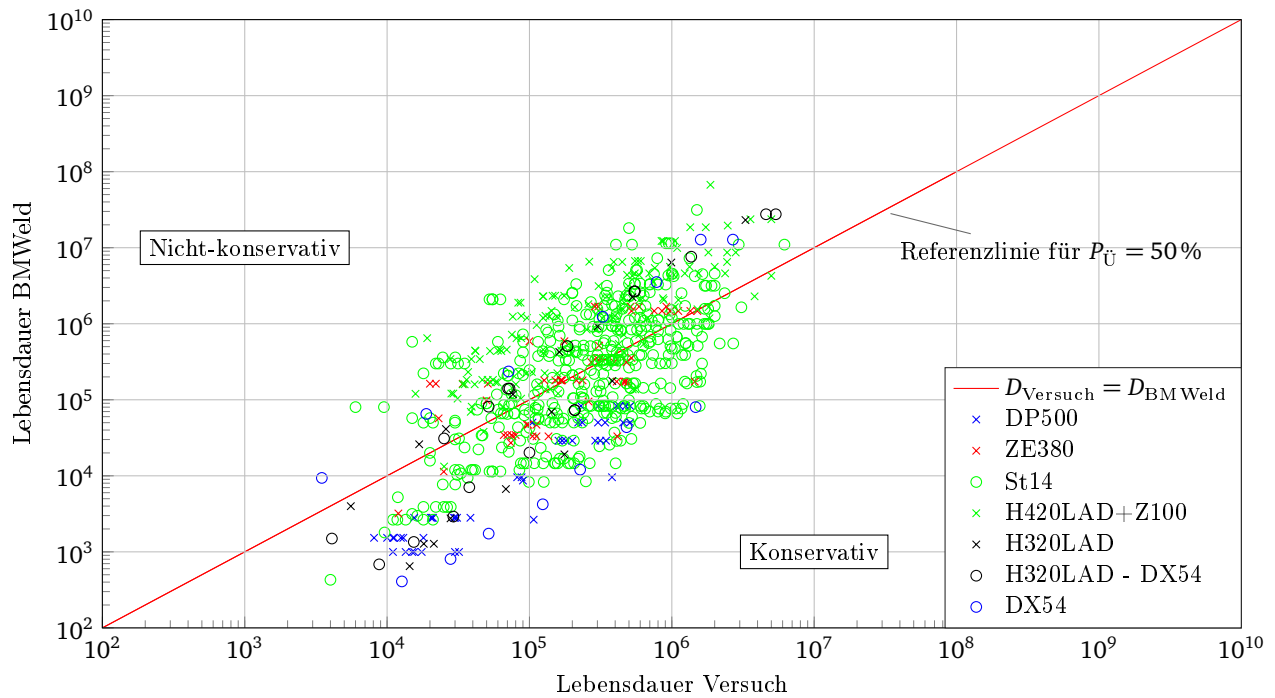


Abbildung F.22.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Materialien.

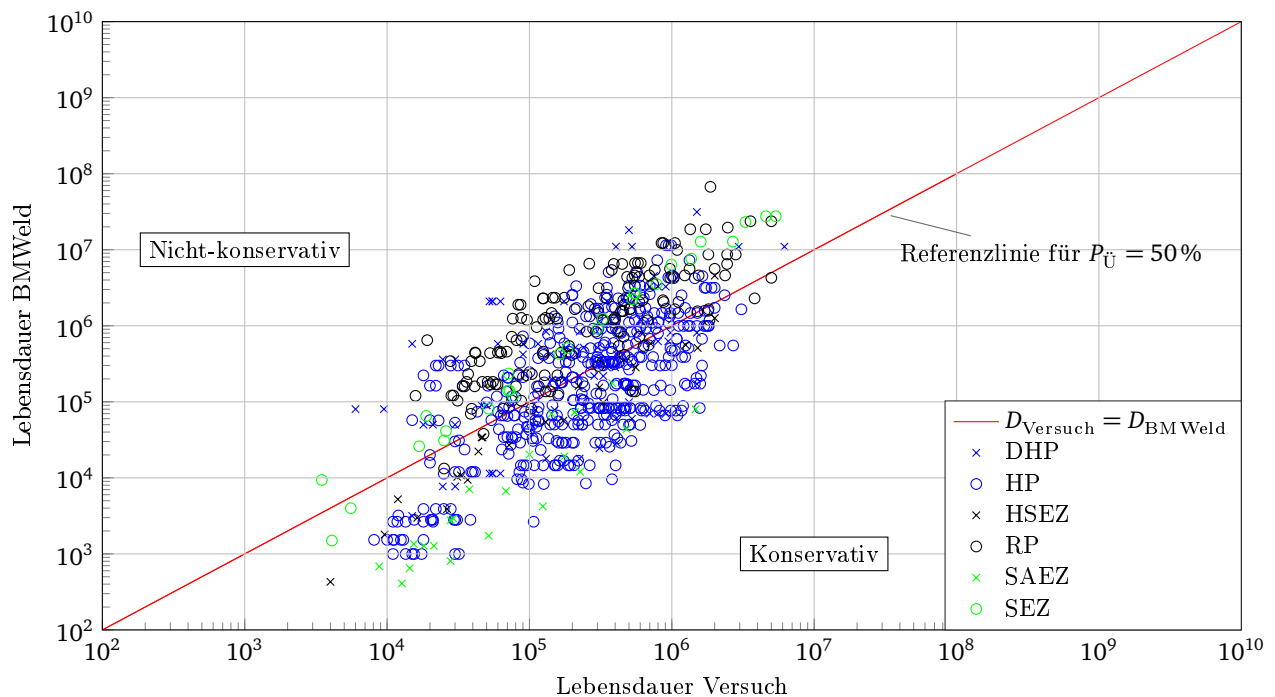


Abbildung F.23.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Probentyp.

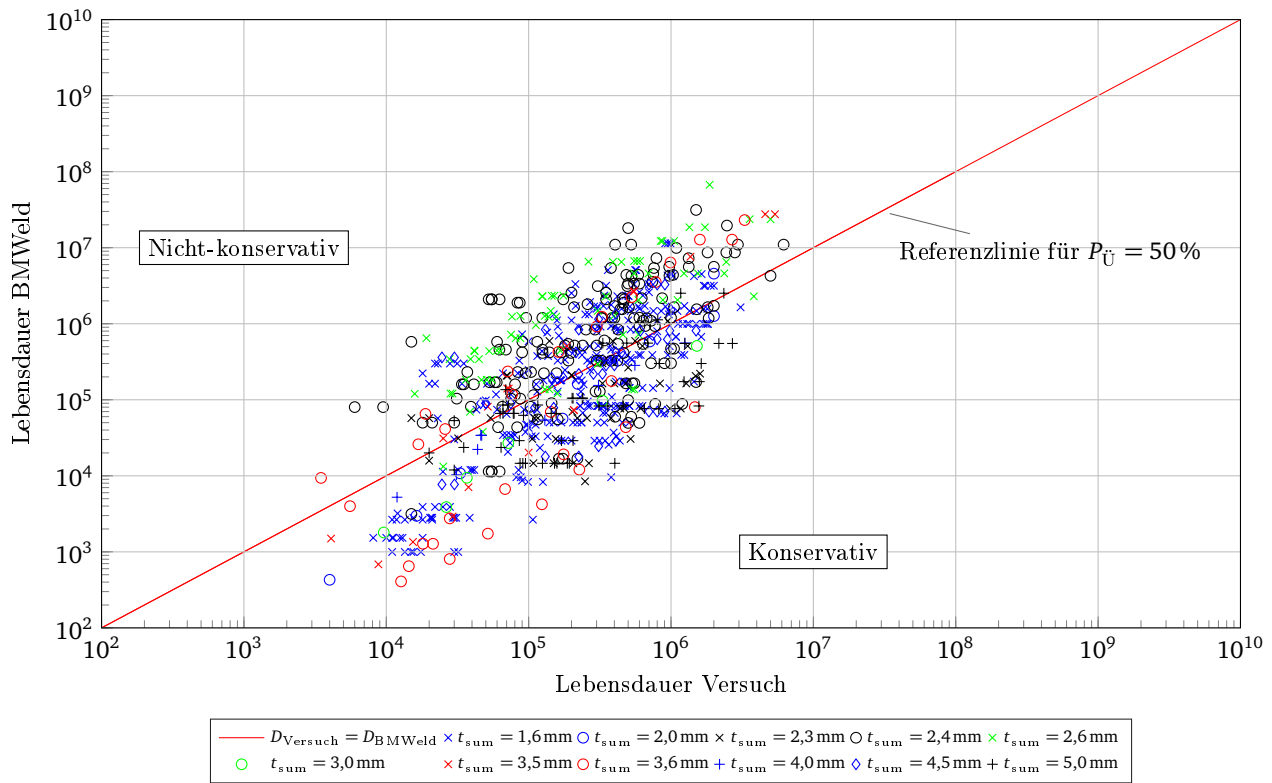


Abbildung F.24.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Summendicke der verbundenen Bleche.

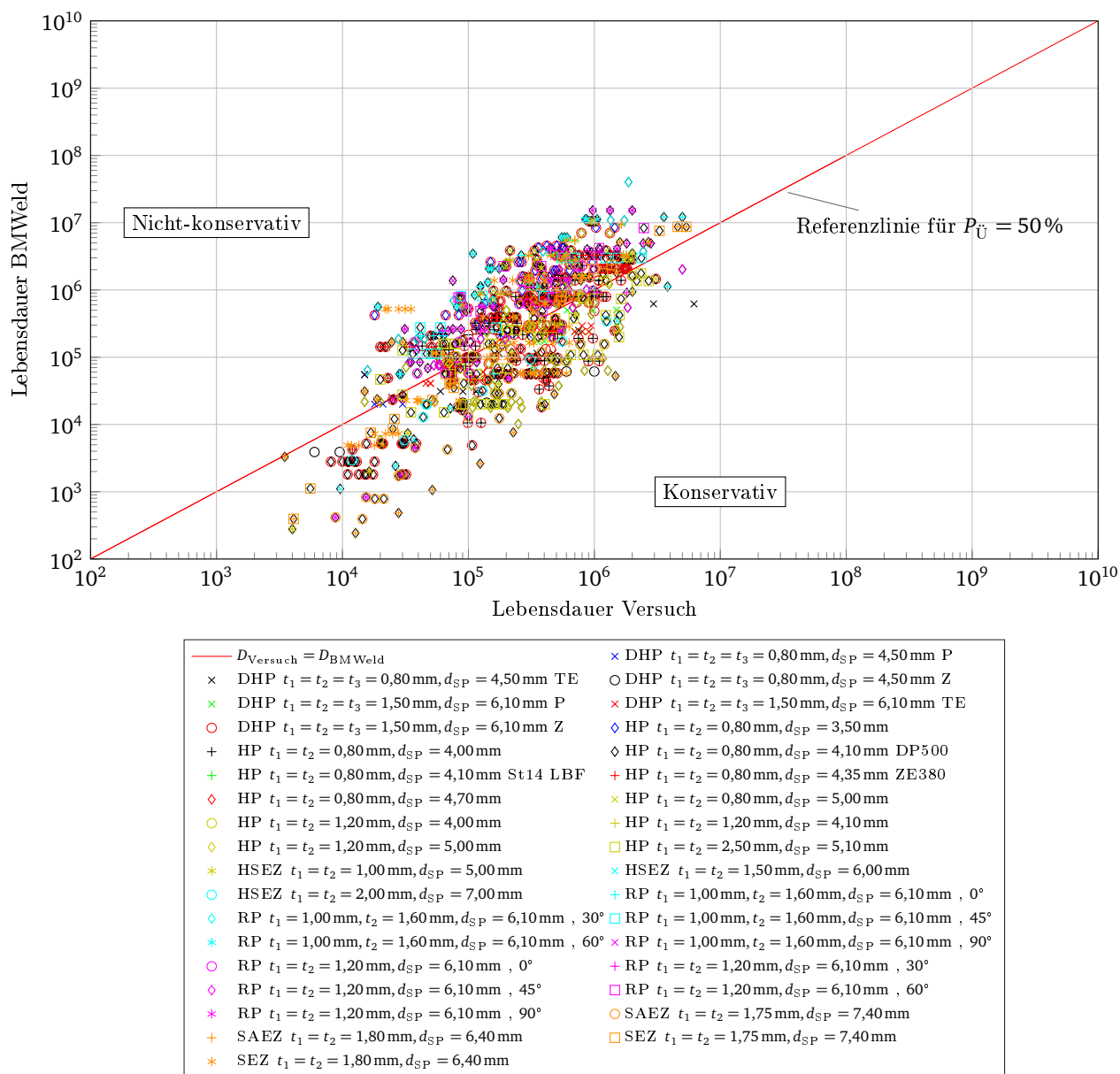


Abbildung F.25.: Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Probestyp, geometrischen Größen und Belastung.

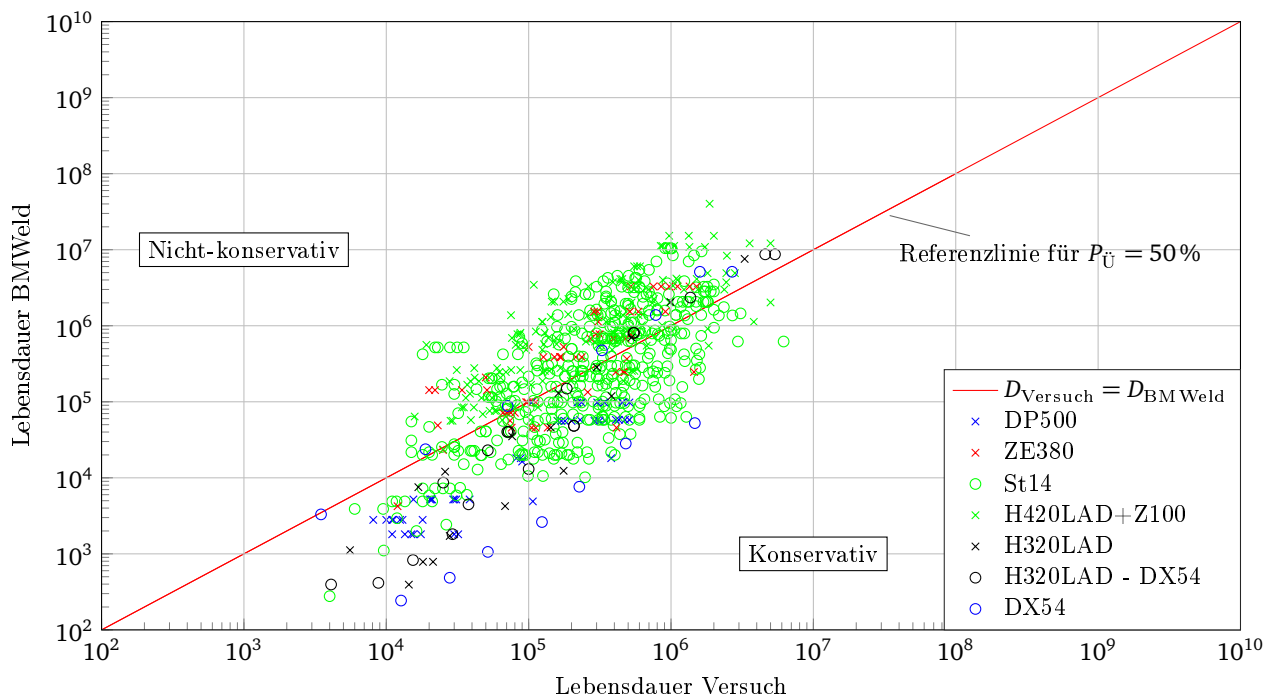


Abbildung F.26.: Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Materialien.

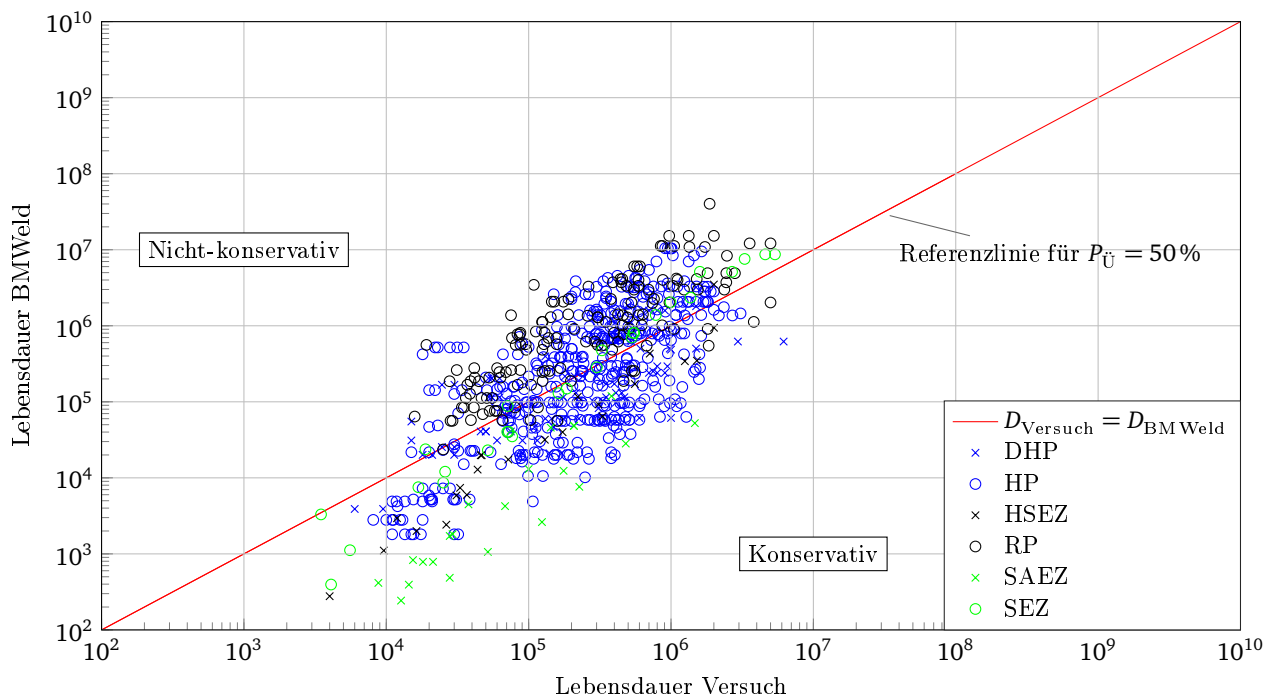


Abbildung F.27.: Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Probestyp.

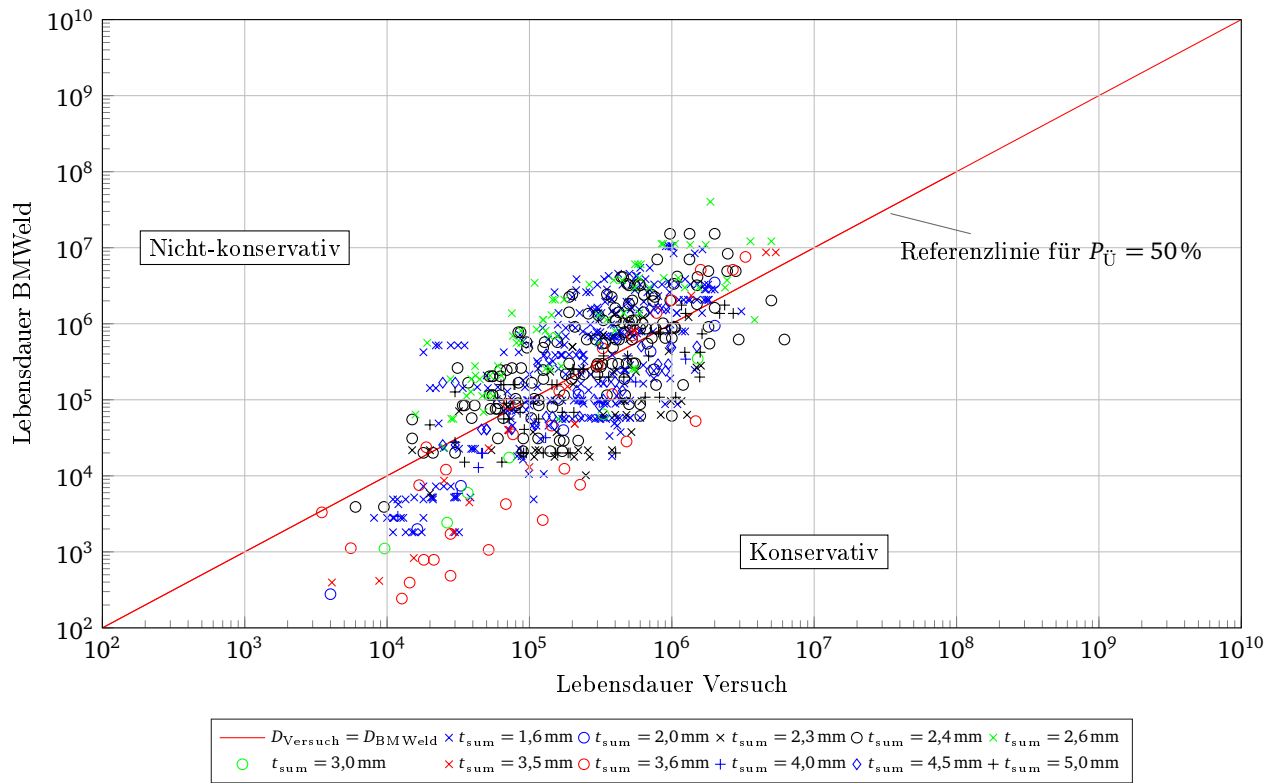
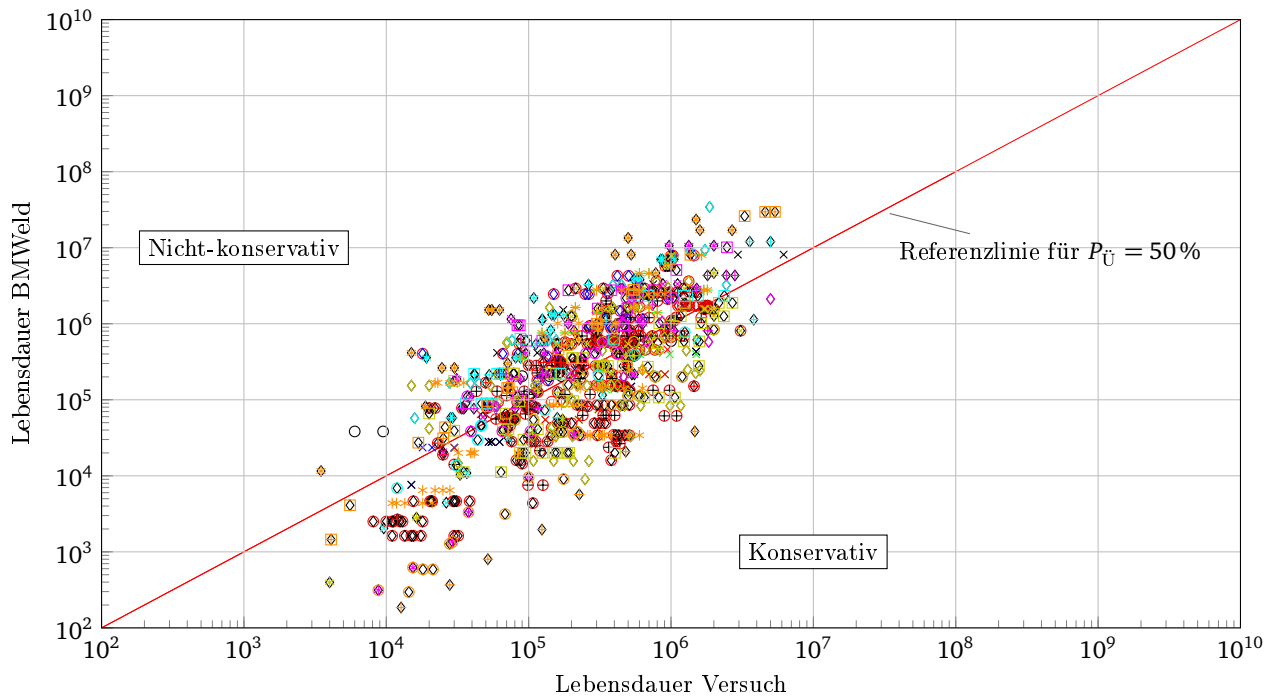


Abbildung F.28.: Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung. Unterscheidung nach Summendicke der verbundenen Bleche.



— $D_{\text{Versuch}} = D_{\text{BMWeld}}$	× DHP $t_1 = t_2 = t_3 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,50 \text{ mm}$ TE	× DHP $t_1 = t_2 = t_3 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,50 \text{ mm}$ P
× DHP $t_1 = t_2 = t_3 = 1,50 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}$ P	○ DHP $t_1 = t_2 = t_3 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,50 \text{ mm}$ Z	× DHP $t_1 = t_2 = t_3 = 1,50 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}$ TE
○ DHP $t_1 = t_2 = t_3 = 1,50 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}$ Z	◇ HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 3,50 \text{ mm}$	◇ HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,10 \text{ mm}$ DP500
+ HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,00 \text{ mm}$	+ HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,10 \text{ mm}$ St14 LBF	+ HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,35 \text{ mm}$ ZE380
+ HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,10 \text{ mm}$ St14 LBF	◇ HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,70 \text{ mm}$	× HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 5,00 \text{ mm}$
◇ HP $t_1 = t_2 = 0,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,70 \text{ mm}$	○ HP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,00 \text{ mm}$	+ HP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,10 \text{ mm}$
○ HP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 4,00 \text{ mm}$	◇ HP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 5,00 \text{ mm}$	□ HP $t_1 = t_2 = 2,50 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 5,10 \text{ mm}$
◇ HP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 5,00 \text{ mm}$	* HSEZ $t_1 = t_2 = 1,00 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 5,00 \text{ mm}$	× HSEZ $t_1 = t_2 = 1,50 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,00 \text{ mm}$
* HSEZ $t_1 = t_2 = 1,00 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 5,00 \text{ mm}$	○ HSEZ $t_1 = t_2 = 2,00 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 7,00 \text{ mm}$	+ RP $t_1 = 1,00 \text{ mm}, t_2 = 1,60 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 0^\circ$
○ HSEZ $t_1 = t_2 = 2,00 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 7,00 \text{ mm}$	◇ RP $t_1 = 1,00 \text{ mm}, t_2 = 1,60 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 30^\circ$	□ RP $t_1 = 1,00 \text{ mm}, t_2 = 1,60 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 45^\circ$
◇ RP $t_1 = 1,00 \text{ mm}, t_2 = 1,60 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 30^\circ$	* RP $t_1 = 1,00 \text{ mm}, t_2 = 1,60 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 60^\circ$	× RP $t_1 = 1,00 \text{ mm}, t_2 = 1,60 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 90^\circ$
* RP $t_1 = 1,00 \text{ mm}, t_2 = 1,60 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 60^\circ$	◇ RP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 0^\circ$	+ RP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 30^\circ$
◇ RP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 0^\circ$	◇ RP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 45^\circ$	□ RP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 60^\circ$
◇ RP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 45^\circ$	* RP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 90^\circ$	○ SAEZ $t_1 = t_2 = 1,75 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 7,40 \text{ mm}$
* RP $t_1 = t_2 = 1,20 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,10 \text{ mm}, 90^\circ$	+ SAEZ $t_1 = t_2 = 1,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,40 \text{ mm}$	□ SEZ $t_1 = t_2 = 1,75 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 7,40 \text{ mm}$
+ SAEZ $t_1 = t_2 = 1,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,40 \text{ mm}$	* SEZ $t_1 = t_2 = 1,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,40 \text{ mm}$	
* SEZ $t_1 = t_2 = 1,80 \text{ mm}, d_{\text{SP}} = 6,40 \text{ mm}$		

Abbildung F.29.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probestyp, geometrischen Größen und Belastung.

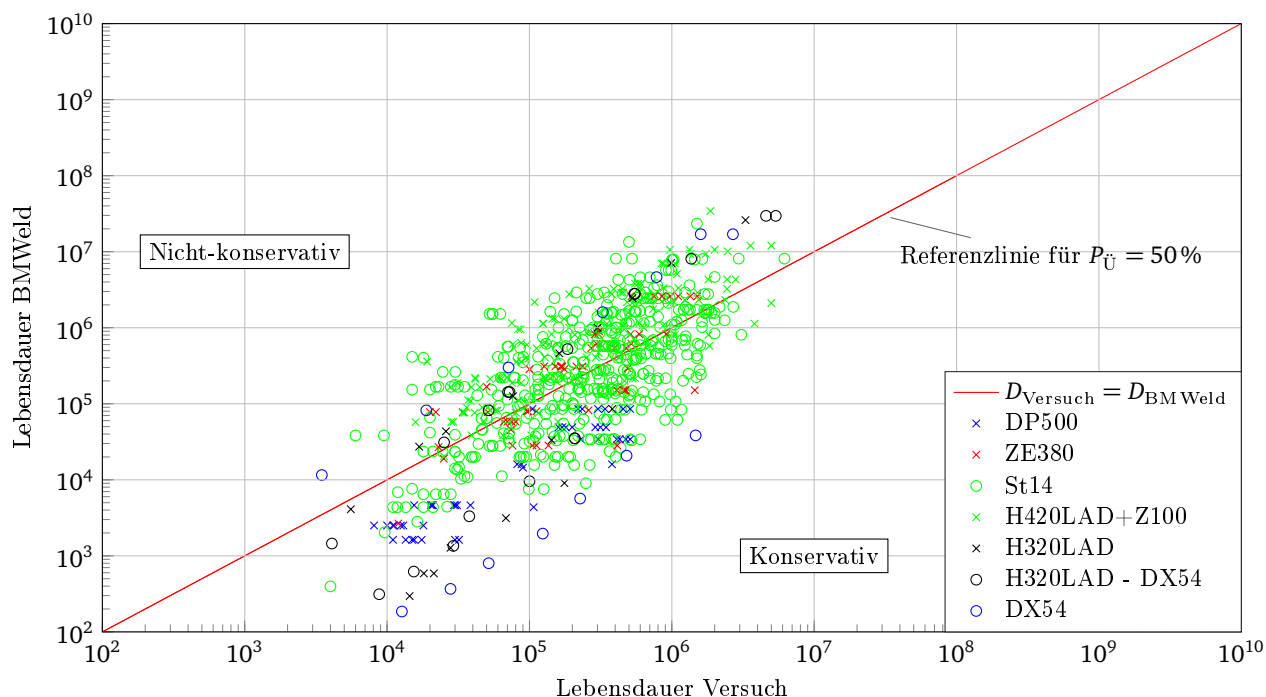


Abbildung F.30.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Materialien.

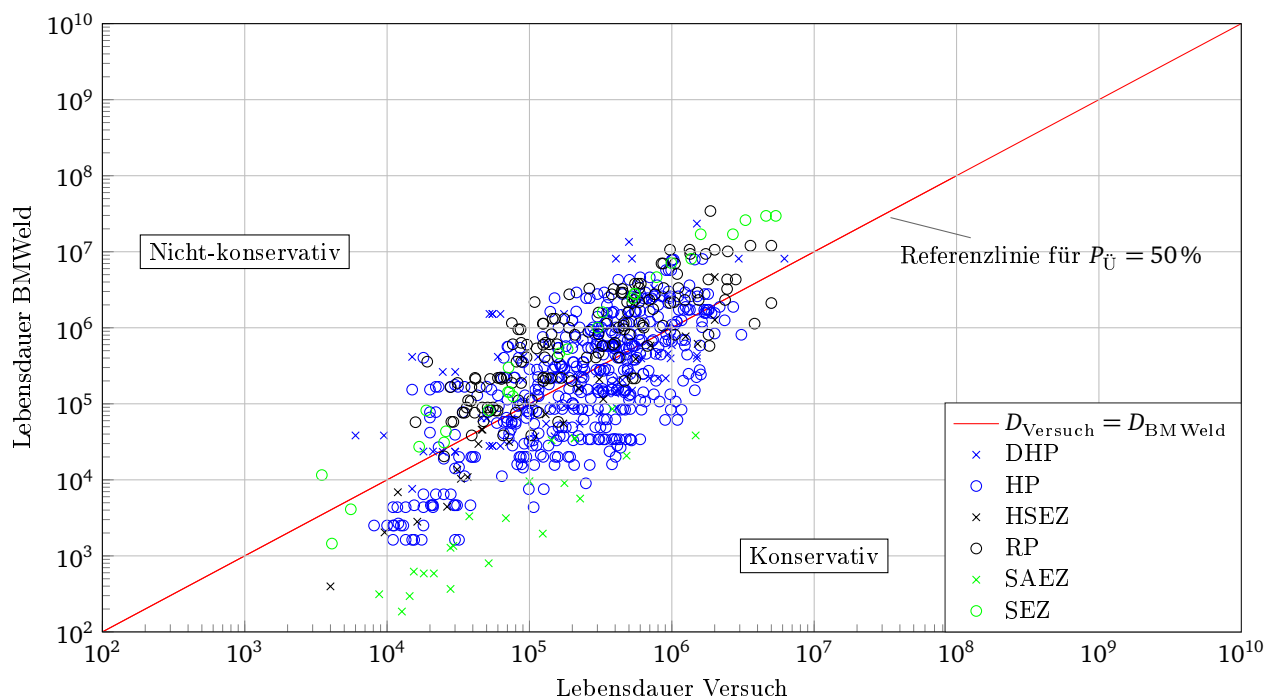


Abbildung F.31.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probestyp.

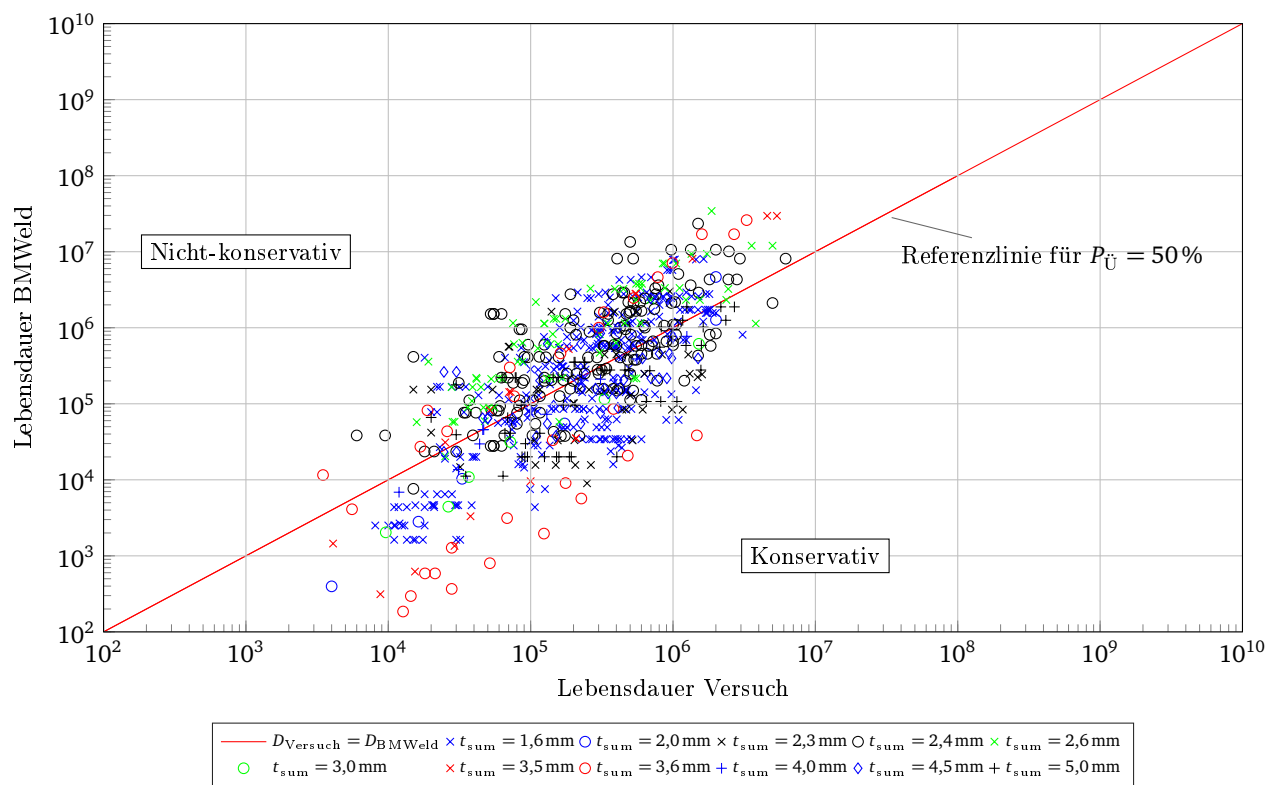


Abbildung F.32.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Summendicke der verbundenen Bleche.

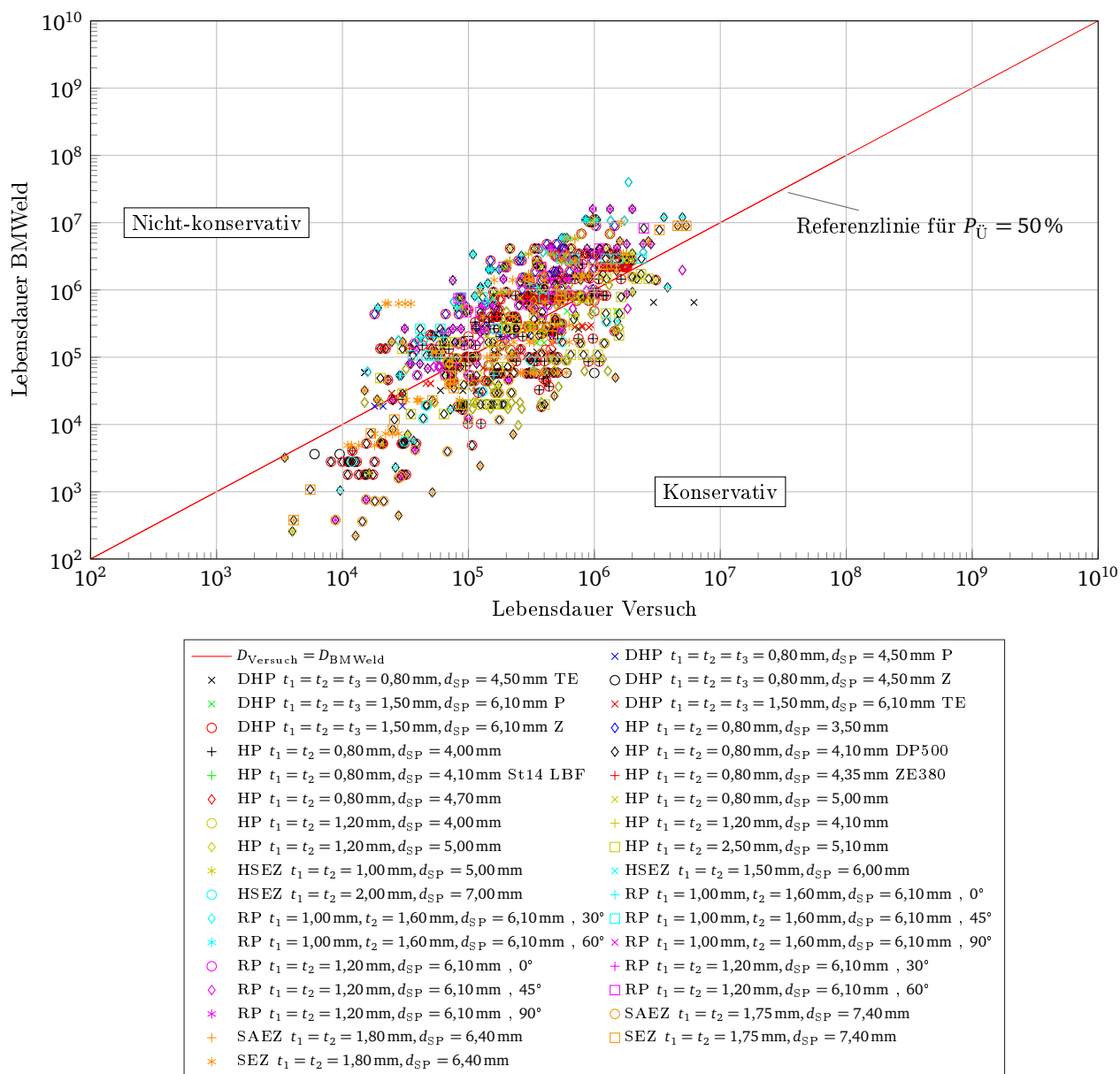


Abbildung F.33.: Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probestyp, geometrischen Größen und Belastung.

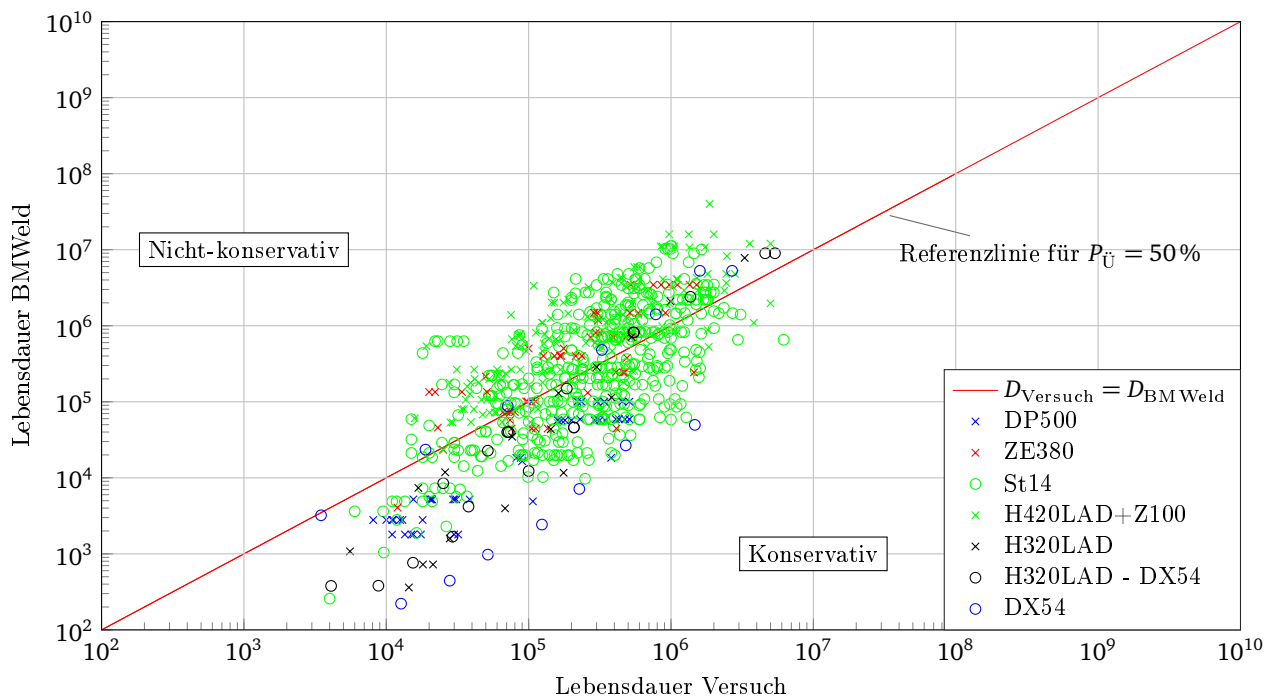


Abbildung F.34.: Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Materialien.

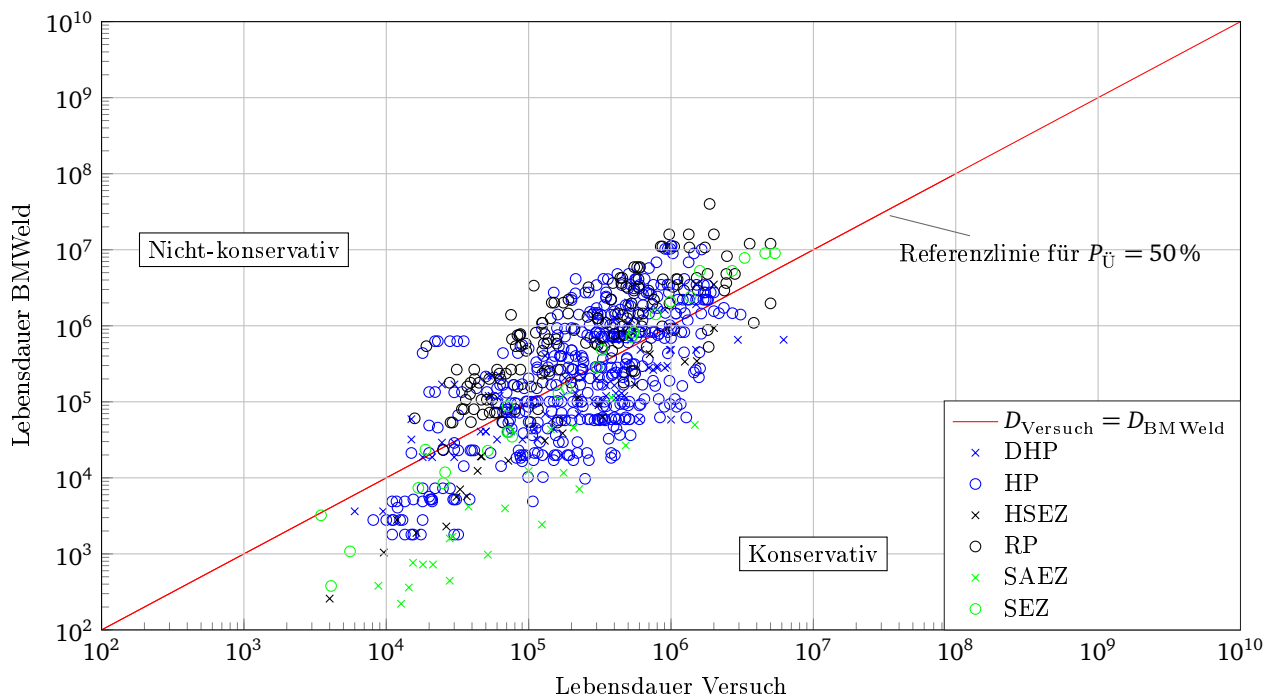


Abbildung F.35.: Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp.

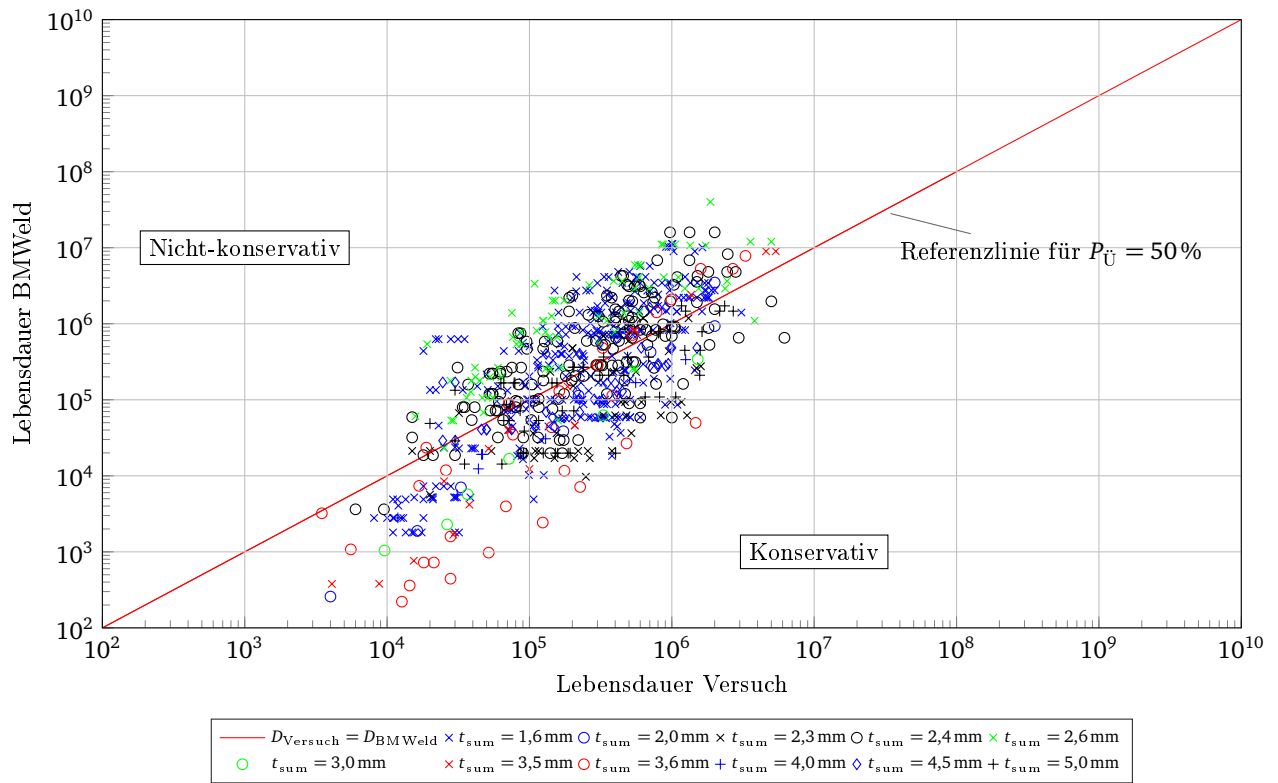


Abbildung F.36.: Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Summendicke der verbundenen Bleche.



G Schweißpunkte in Aluminium

G.1 Wöhlerlinien

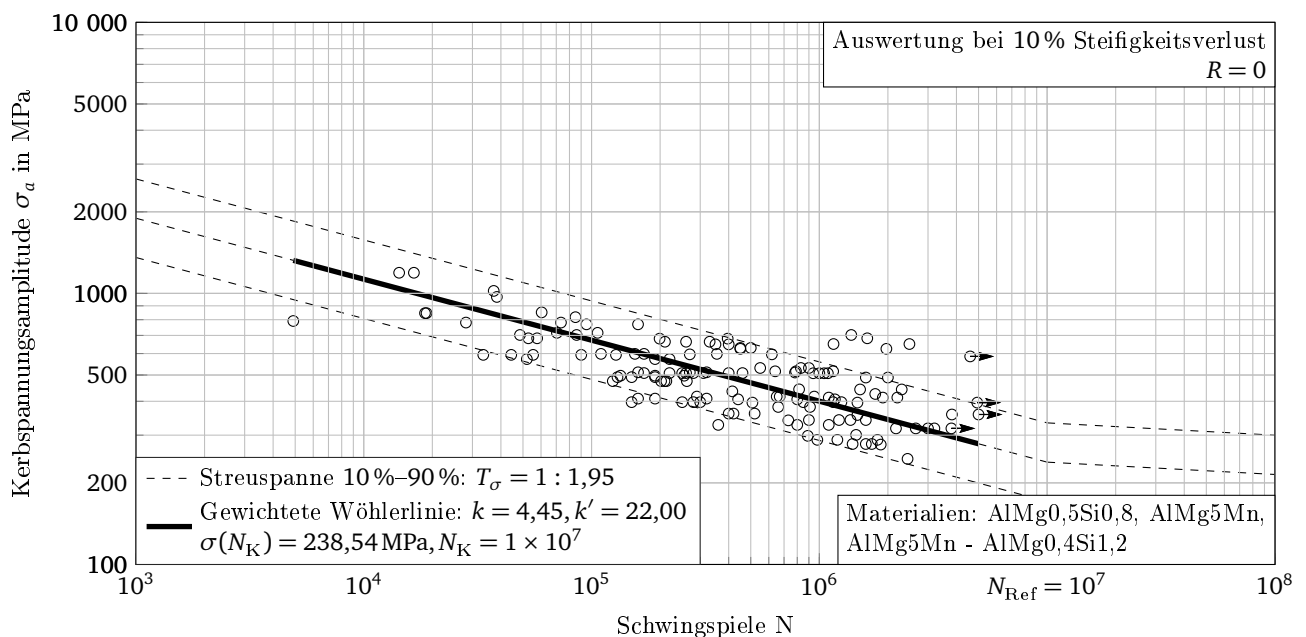


Abbildung G.1.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

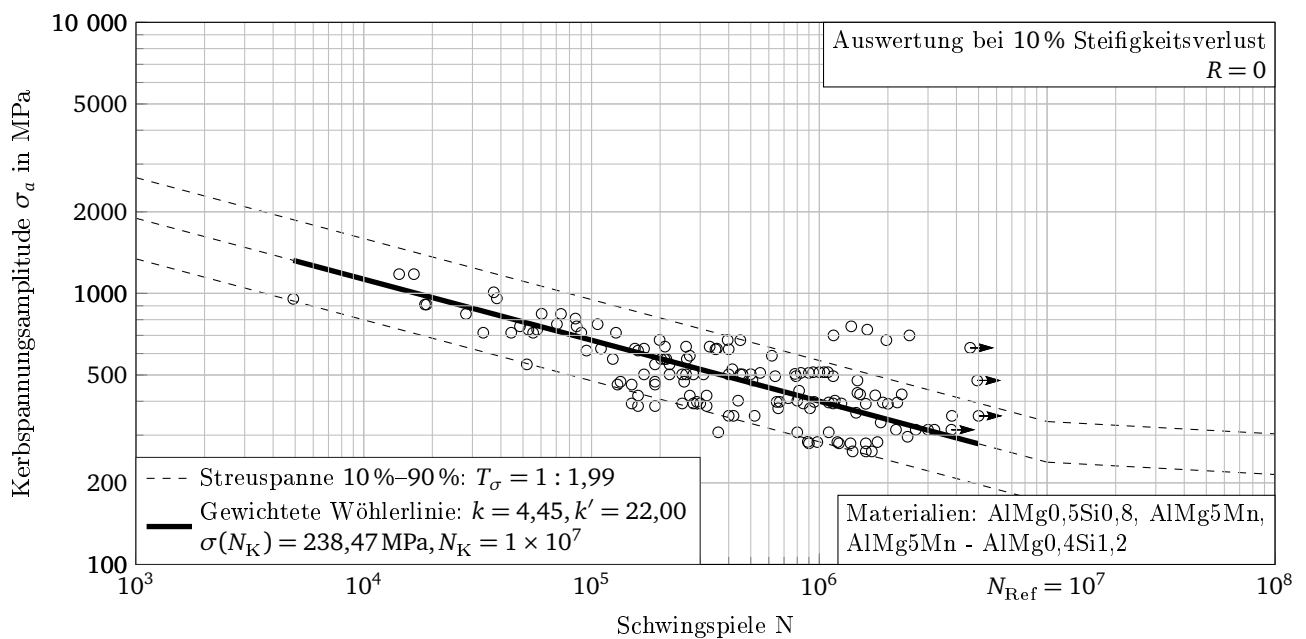


Abbildung G.2.: Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

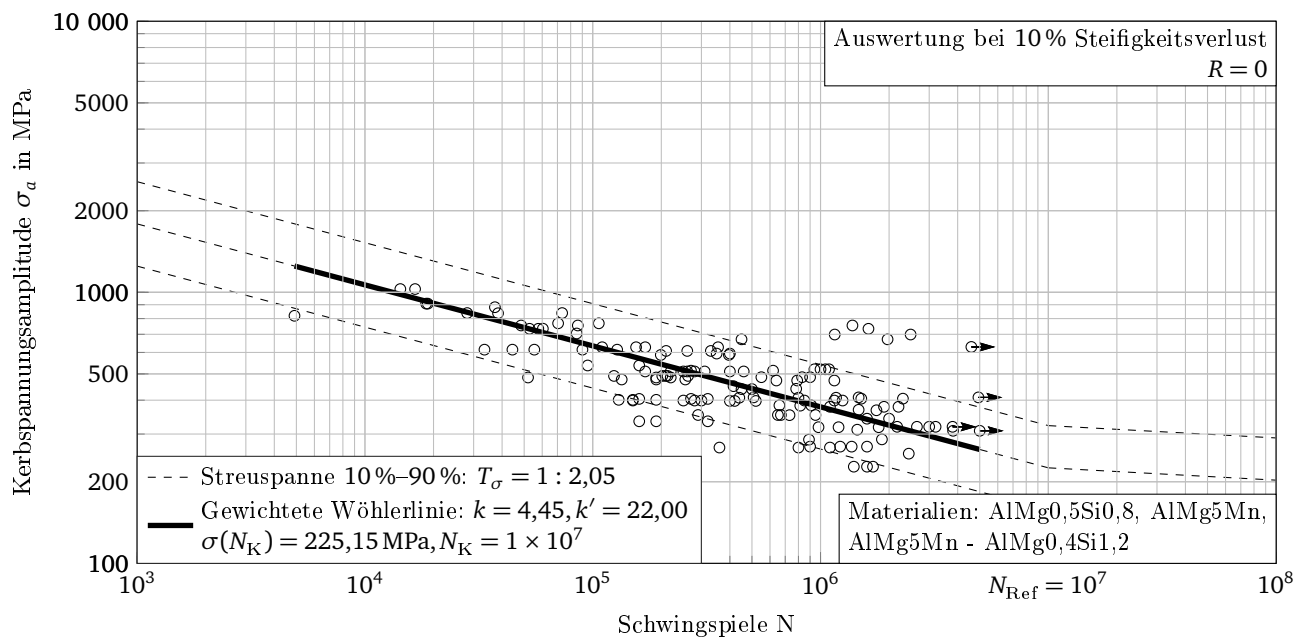


Abbildung G.3.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

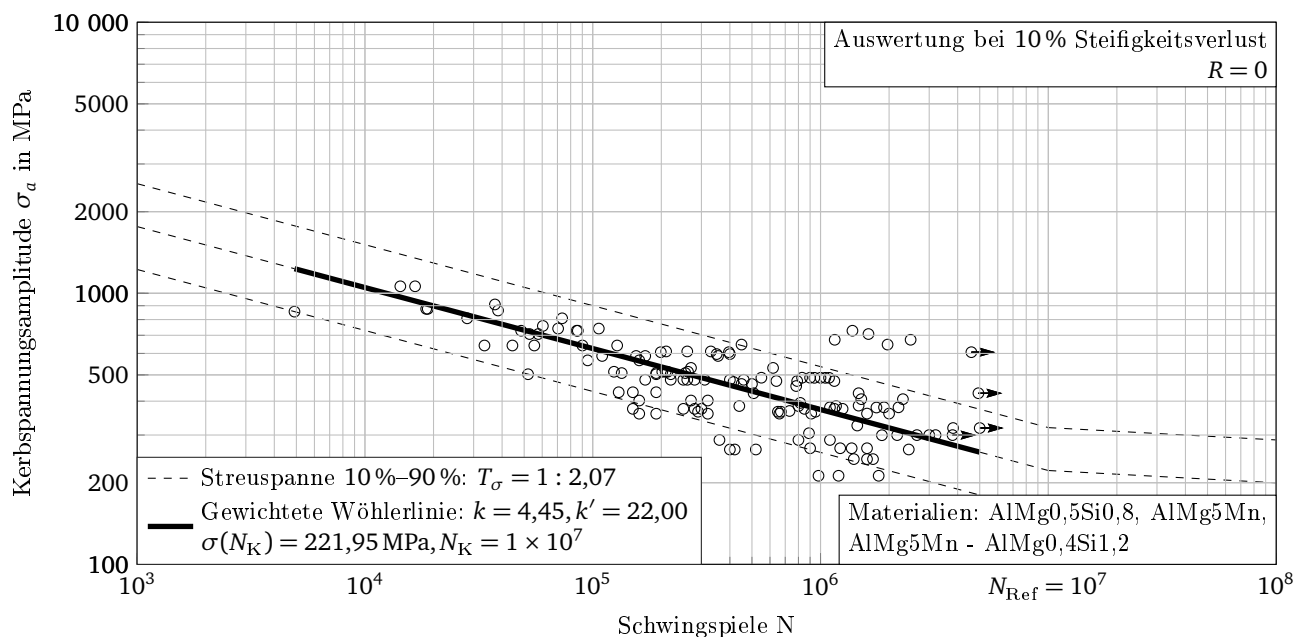


Abbildung G.4.: Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

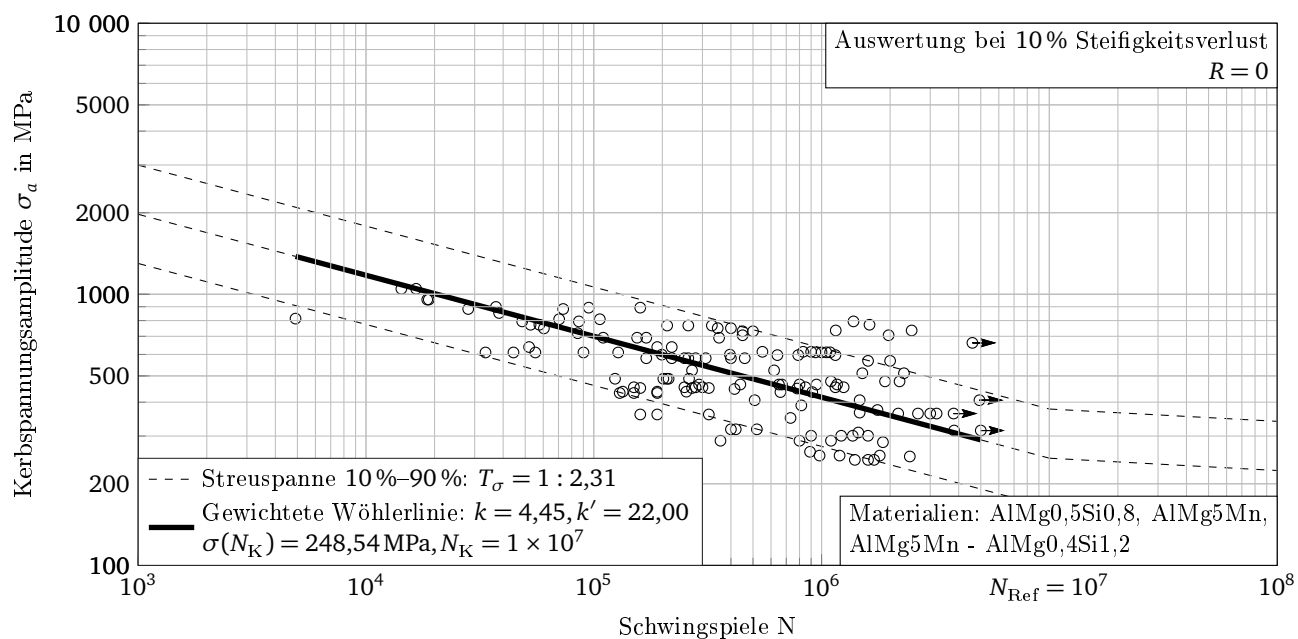


Abbildung G.5.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der von Mises-Vergleichsspannung.

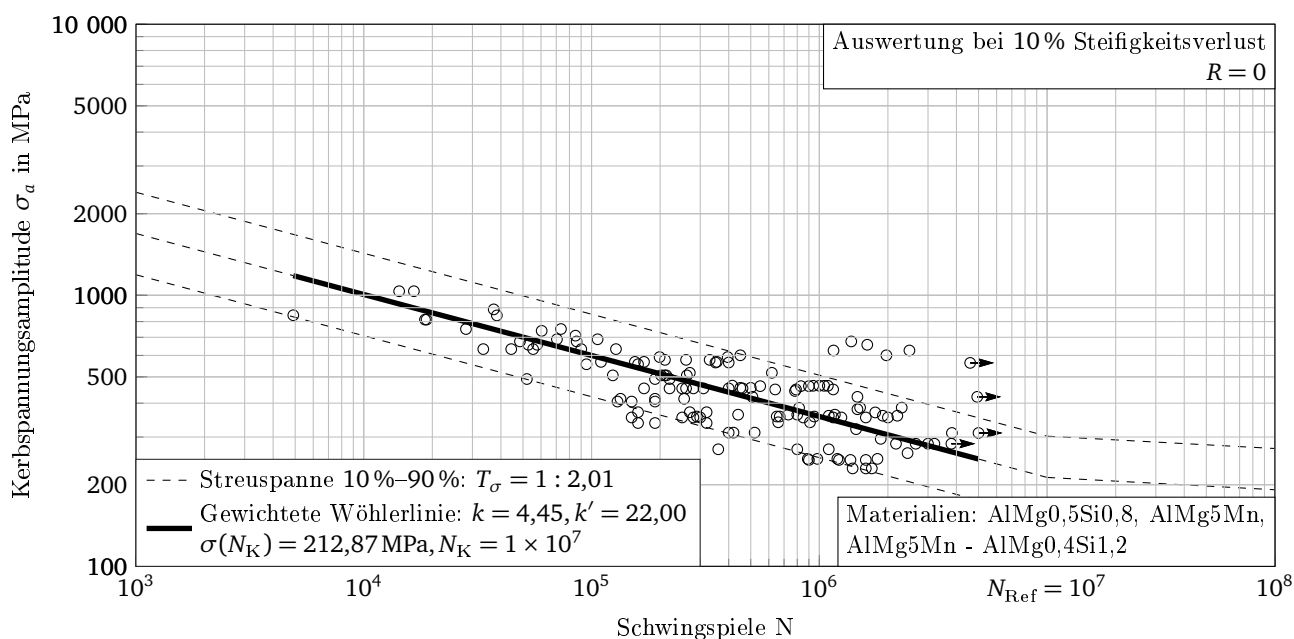


Abbildung G.6.: Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der von Mises-Vergleichsspannung.

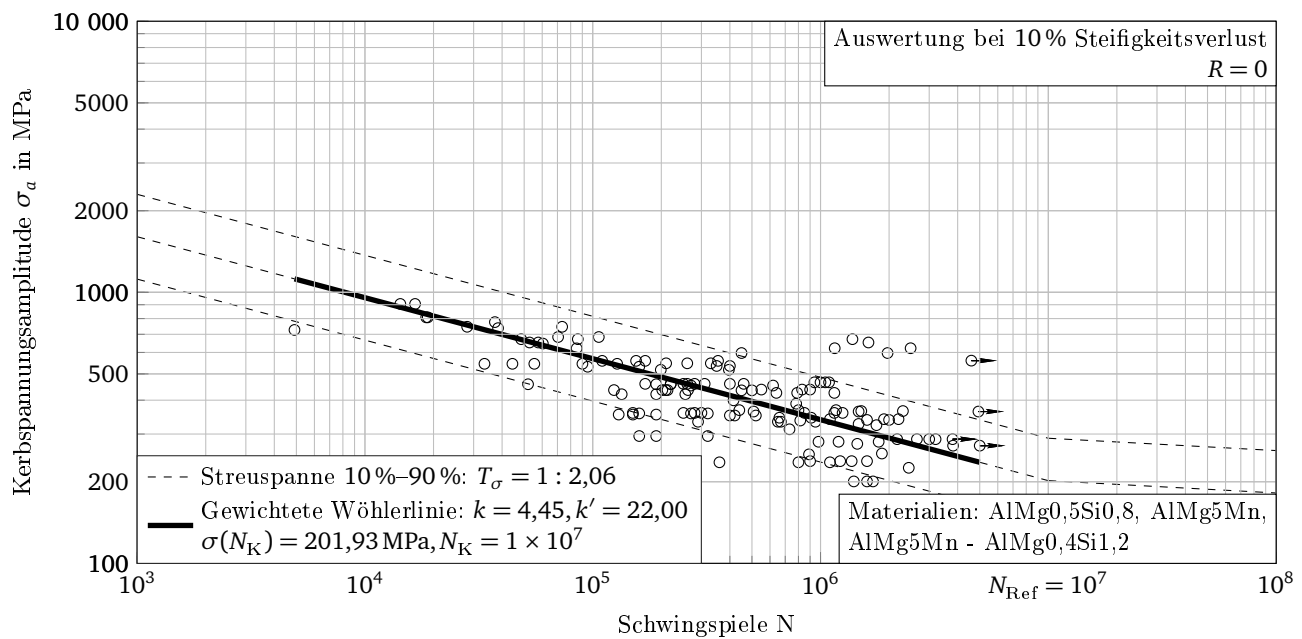


Abbildung G.7.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der von Mises-Vergleichsspannung.

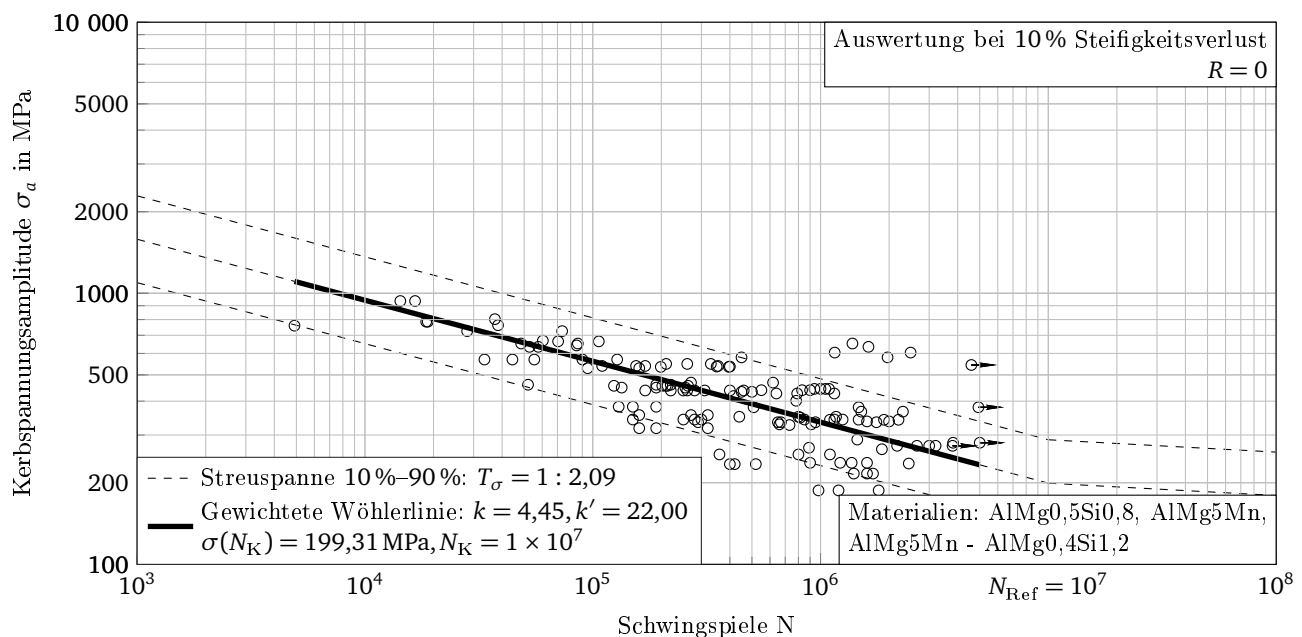


Abbildung G.8.: Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der von Mises-Vergleichsspannung.

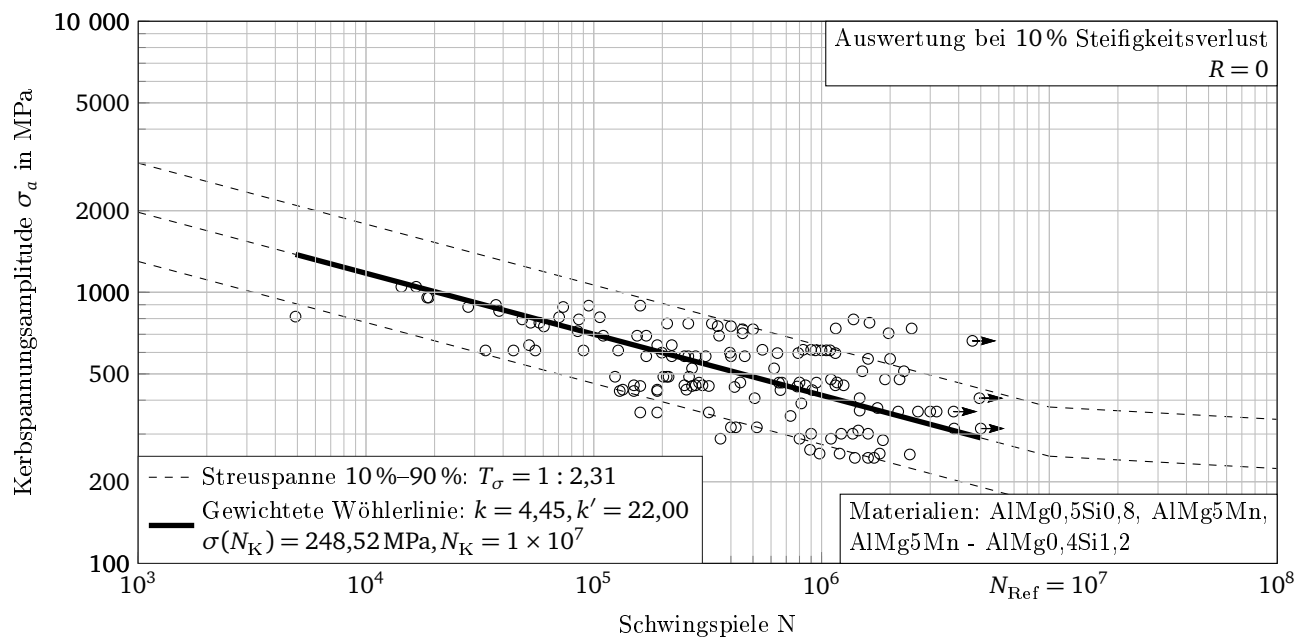


Abbildung G.9.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.

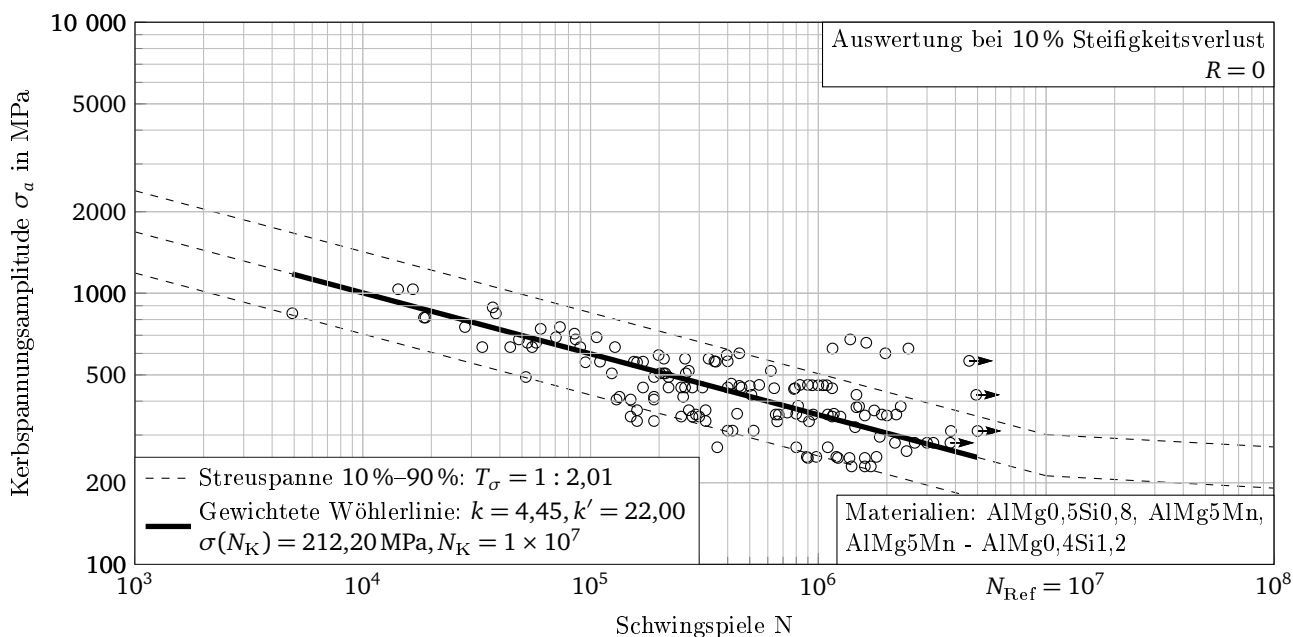


Abbildung G.10.: Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.

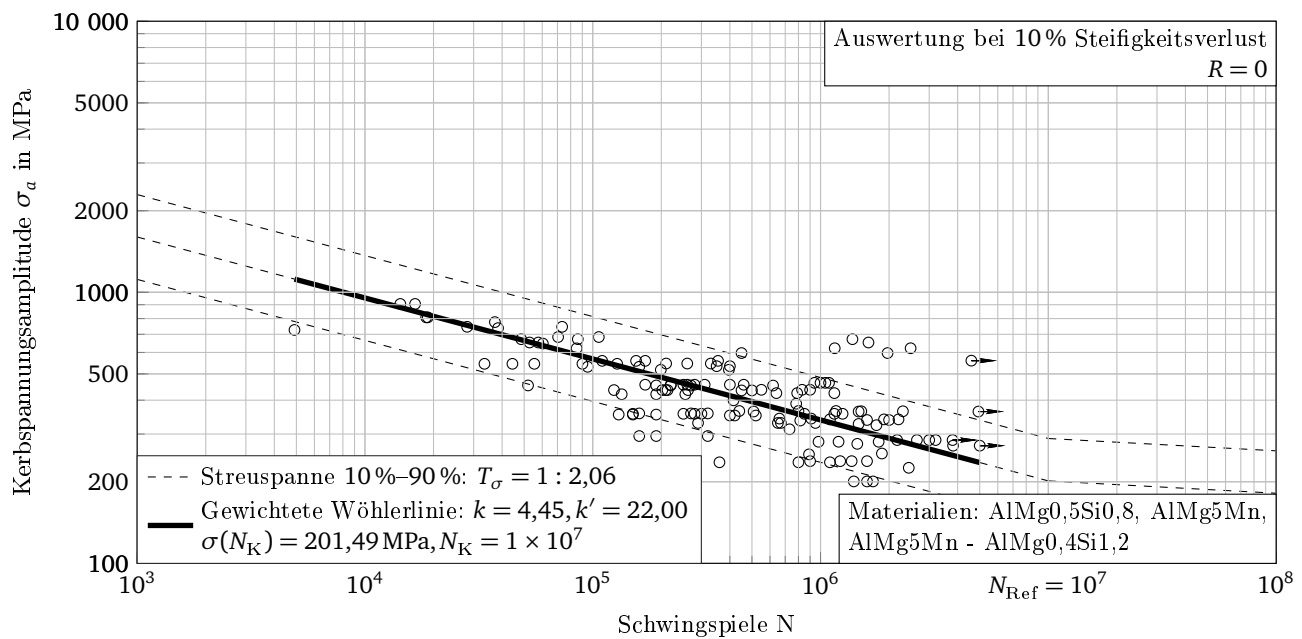


Abbildung G.11.: Wöhlerdiagramm für 8 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.

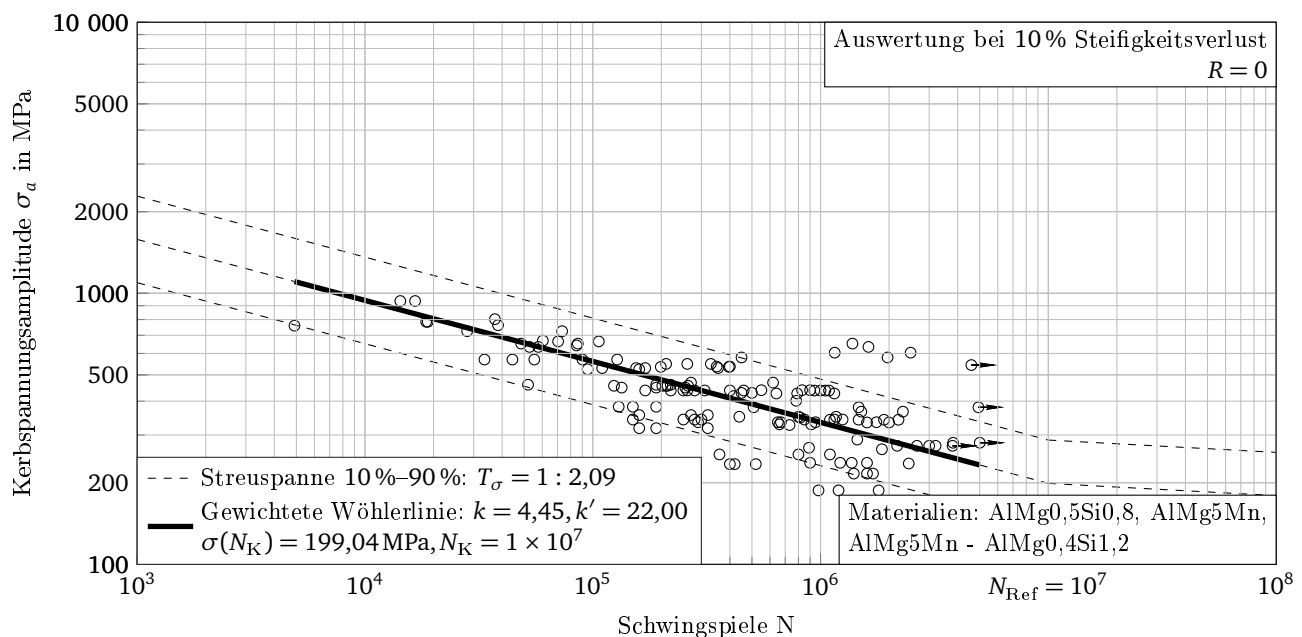


Abbildung G.12.: Wöhlerdiagramm für 16 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der vorzeichenbehafteten von Mises-Vergleichsspannung.

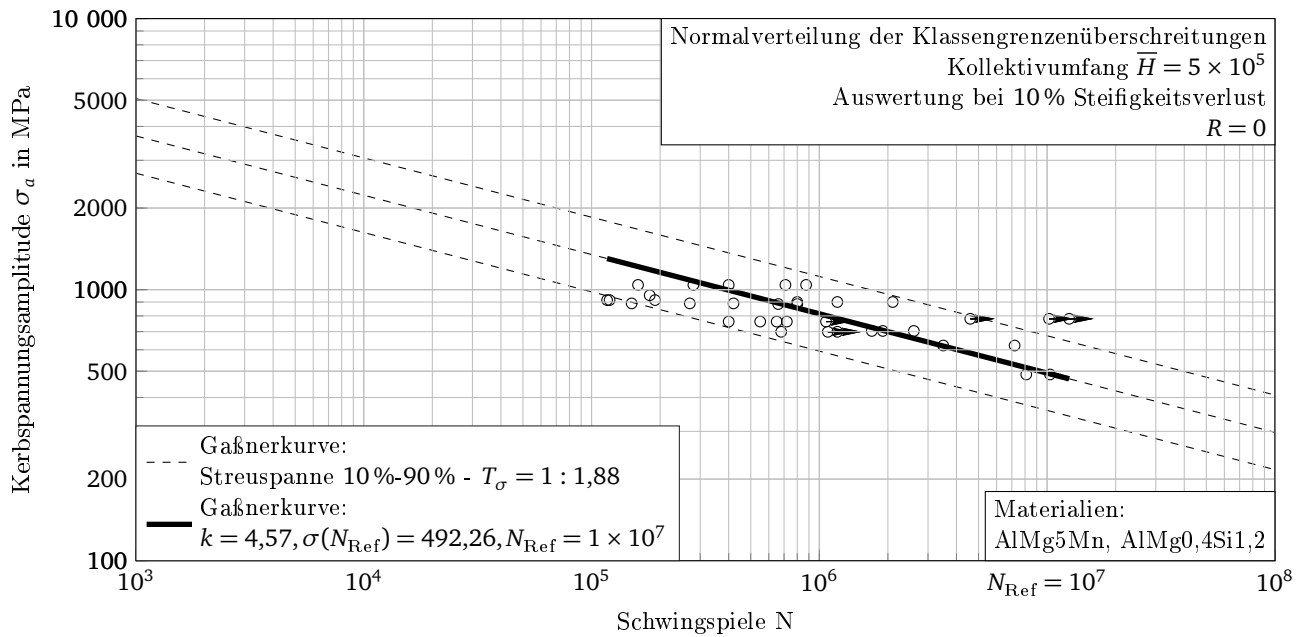


Abbildung G.13.: Gaßnerkurve für 8 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

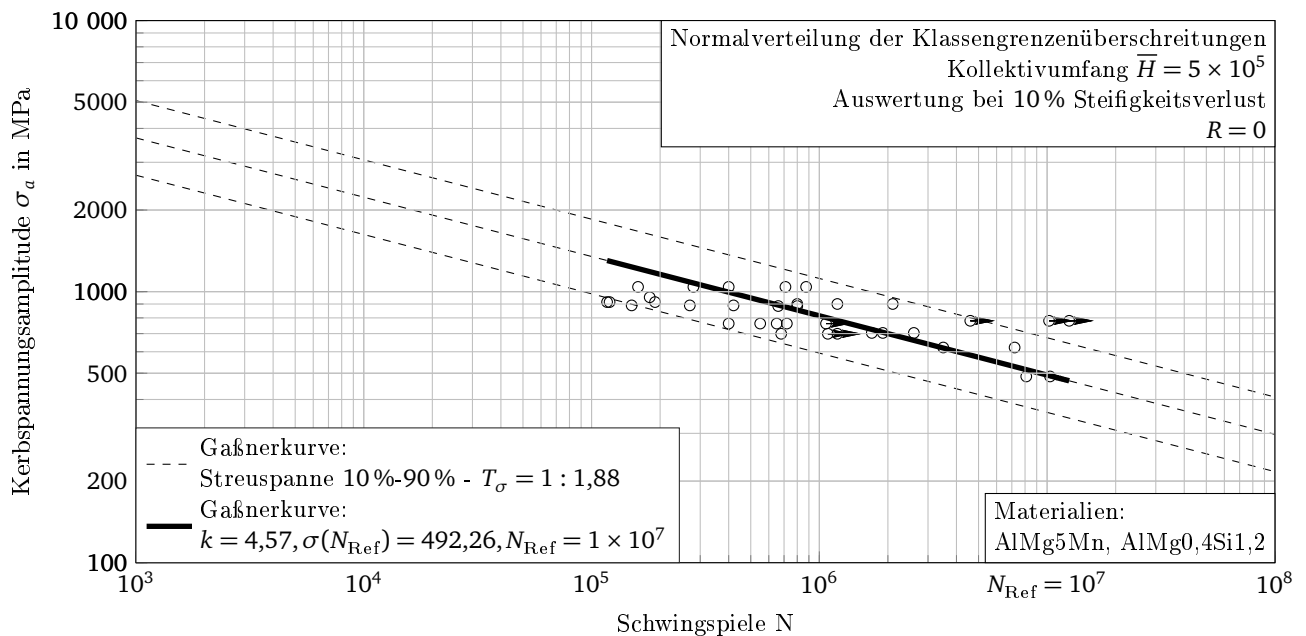


Abbildung G.14.: Gaßnerkurve für 16 Anbindungspunkte und direkte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

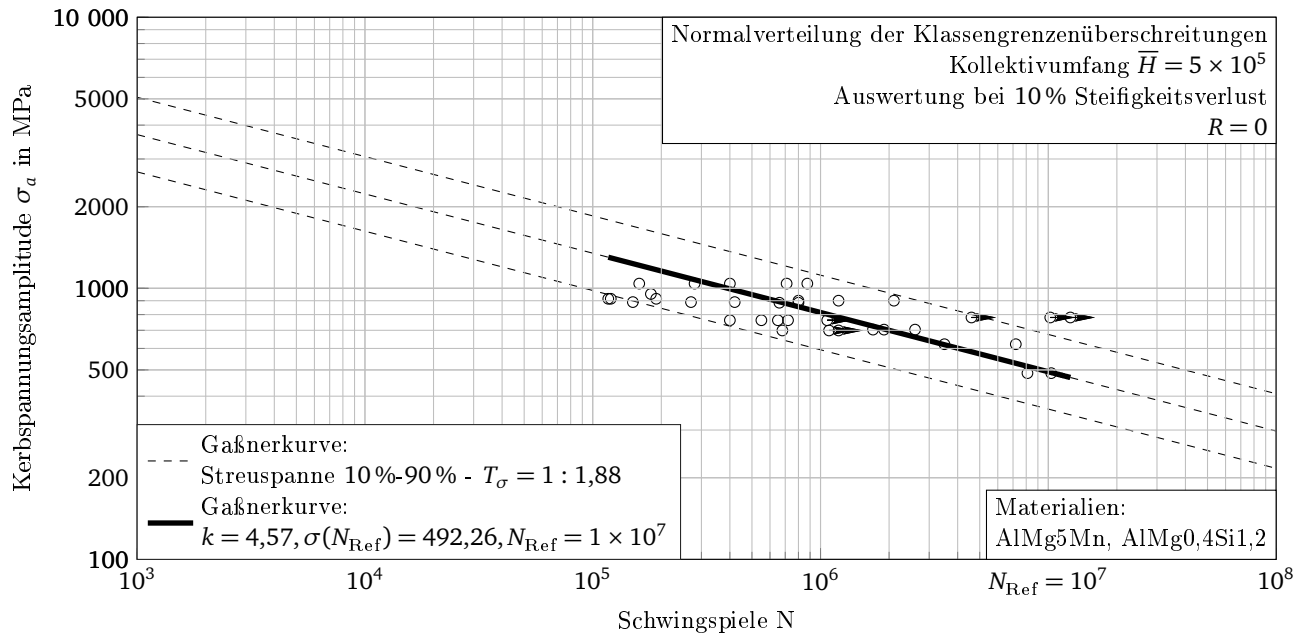


Abbildung G.15.: Gaßnerkurve für 8 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

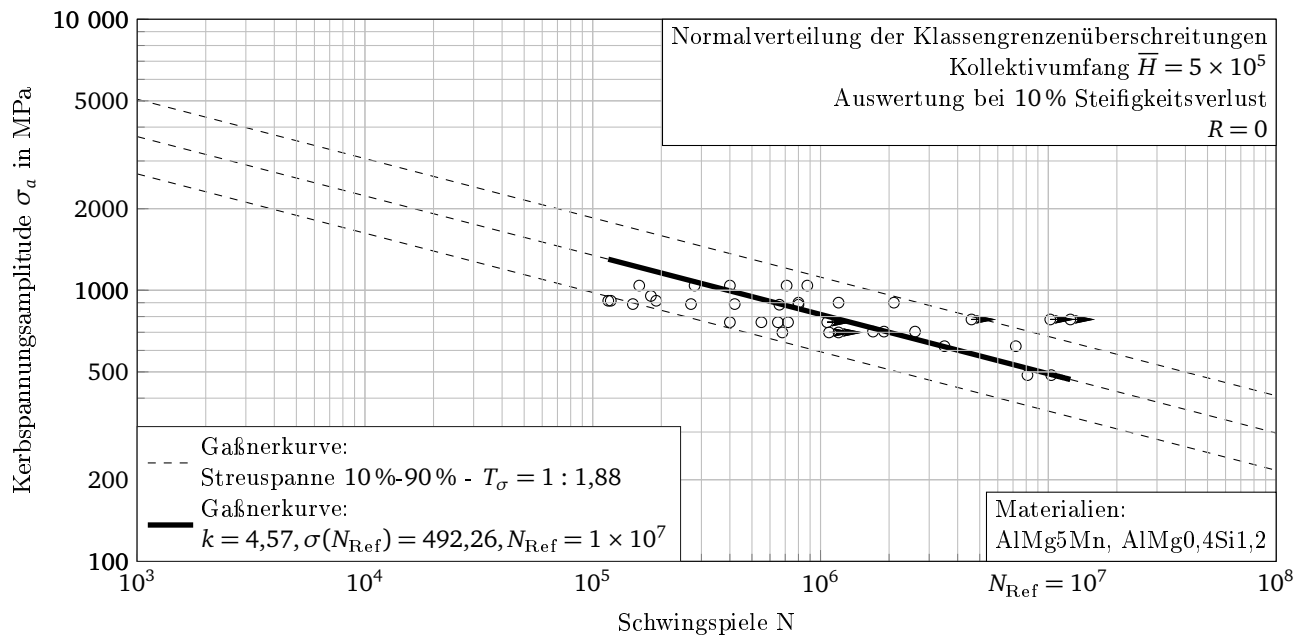


Abbildung G.16.: Gaßnerkurve für 16 Anbindungspunkte und indirekte Anbindung an das Netz. Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung.

G.3 Lebensdauer-Diagramme

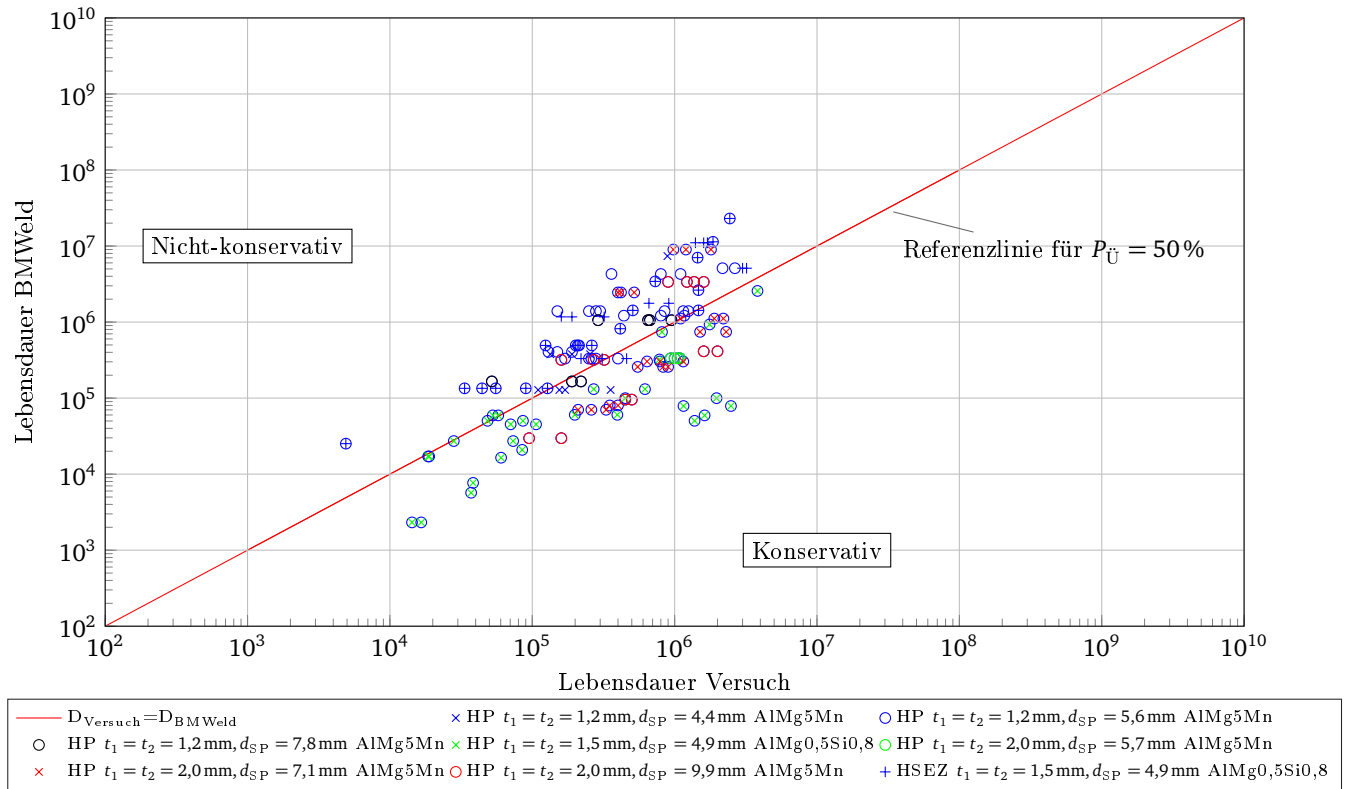


Abbildung G.17.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp, geometrischen Größen und Belastung.

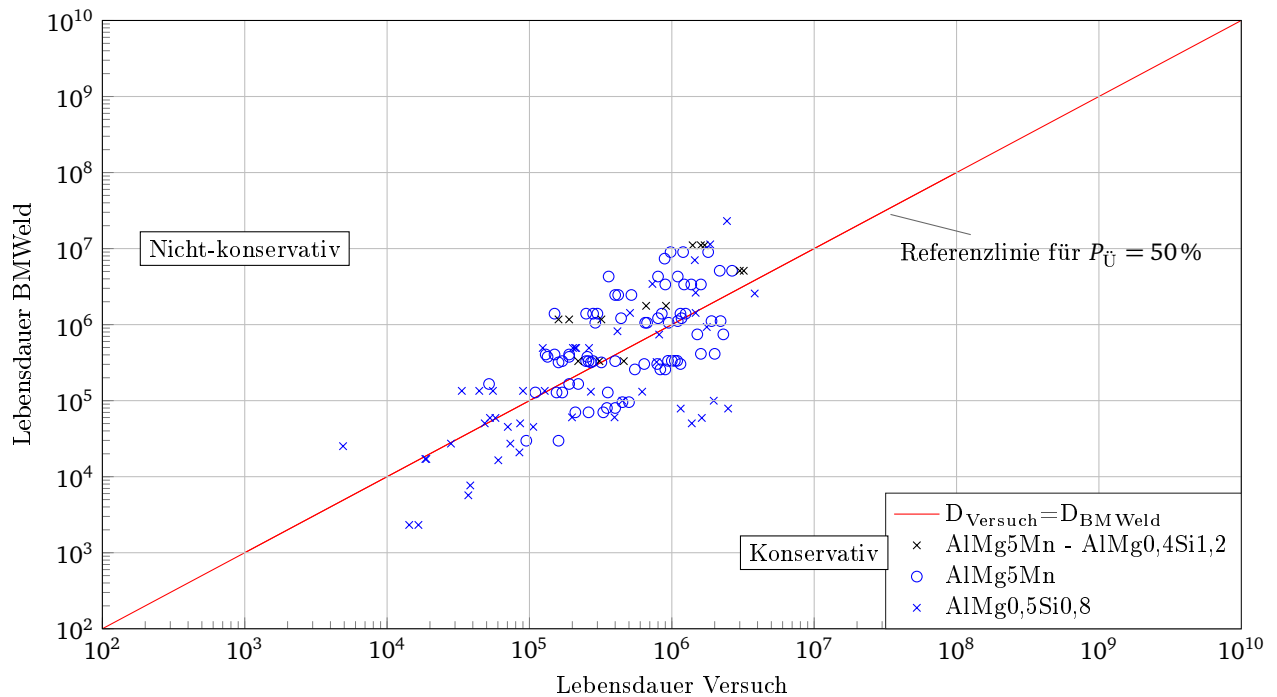


Abbildung G.18.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Materialien.

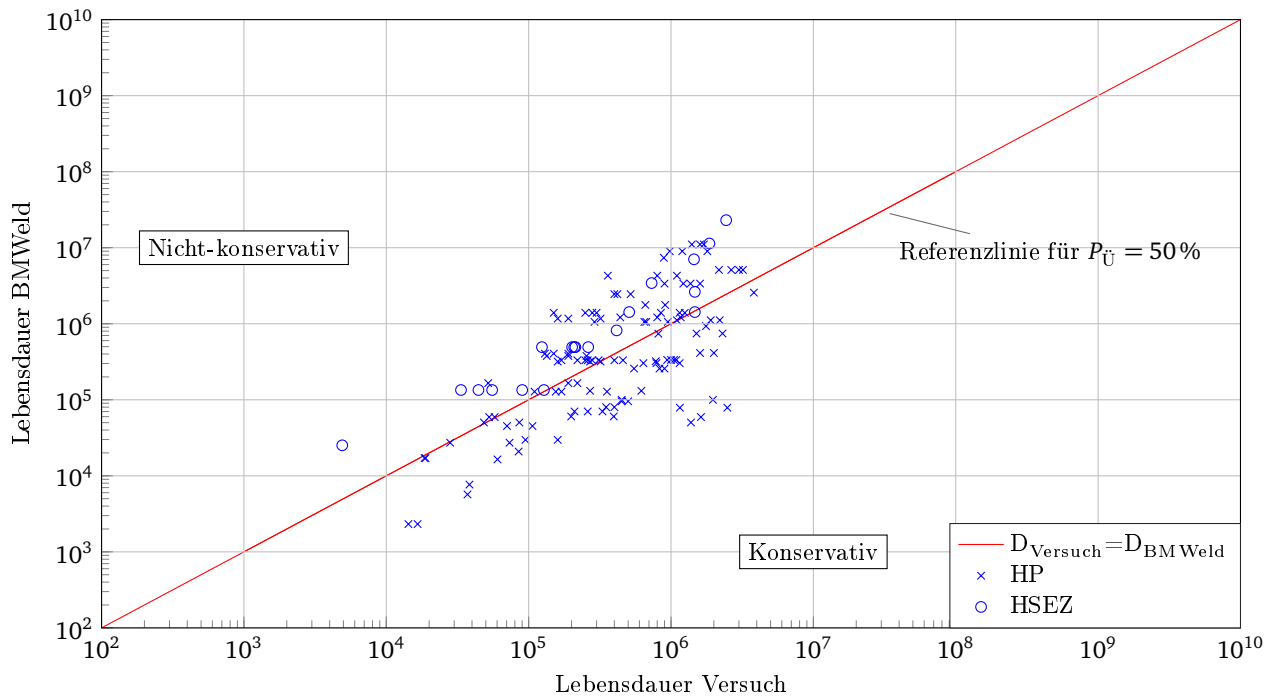


Abbildung G.19.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp.

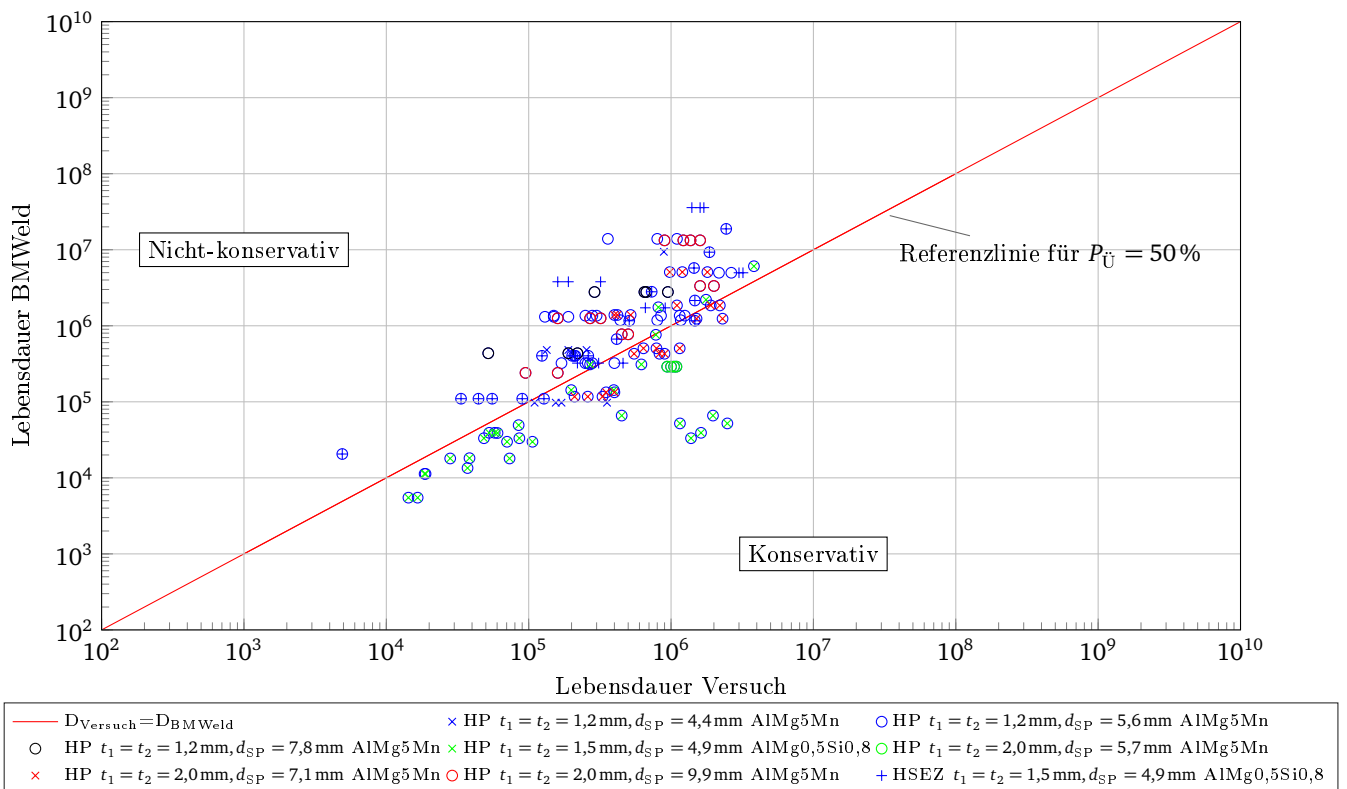


Abbildung G.20.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp, geometrischen Größen und Belastung.

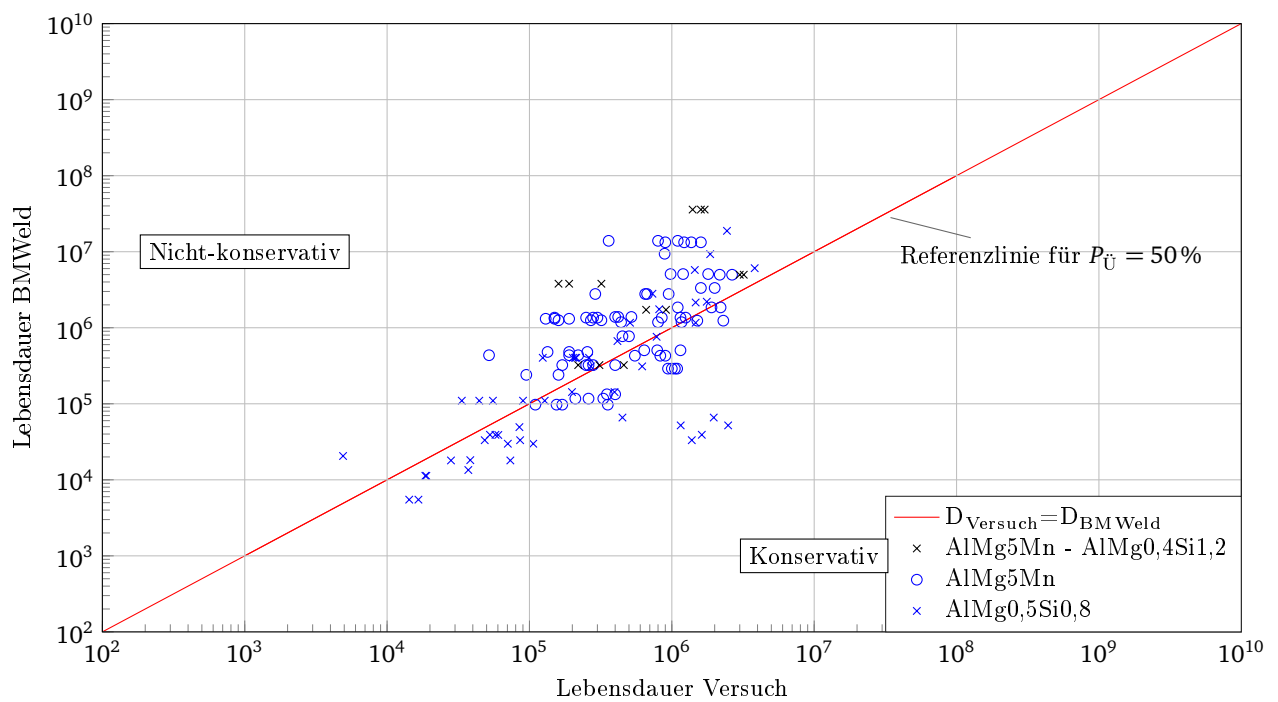


Abbildung G.21.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Materialien.

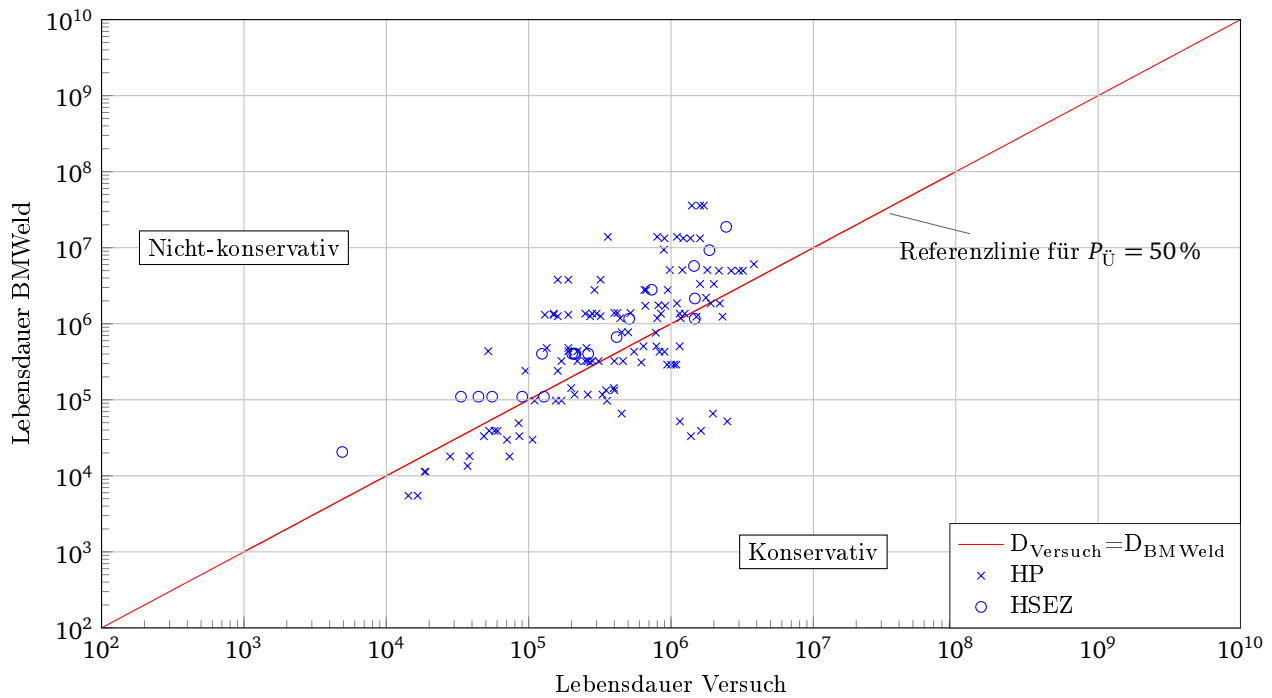


Abbildung G.22.: Lebensdauerdiagramm für 8 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp.

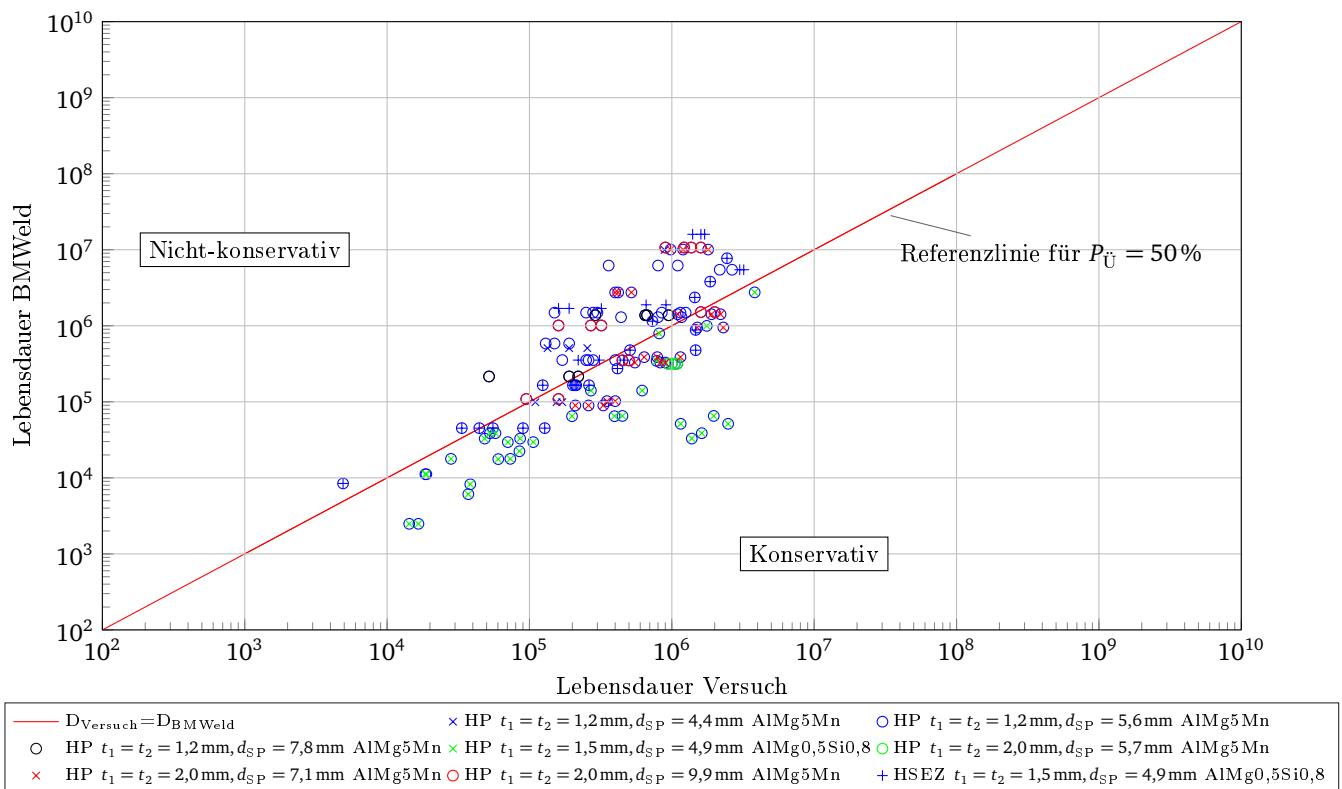


Abbildung G.23.: Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp, geometrischen Größen und Belastung.

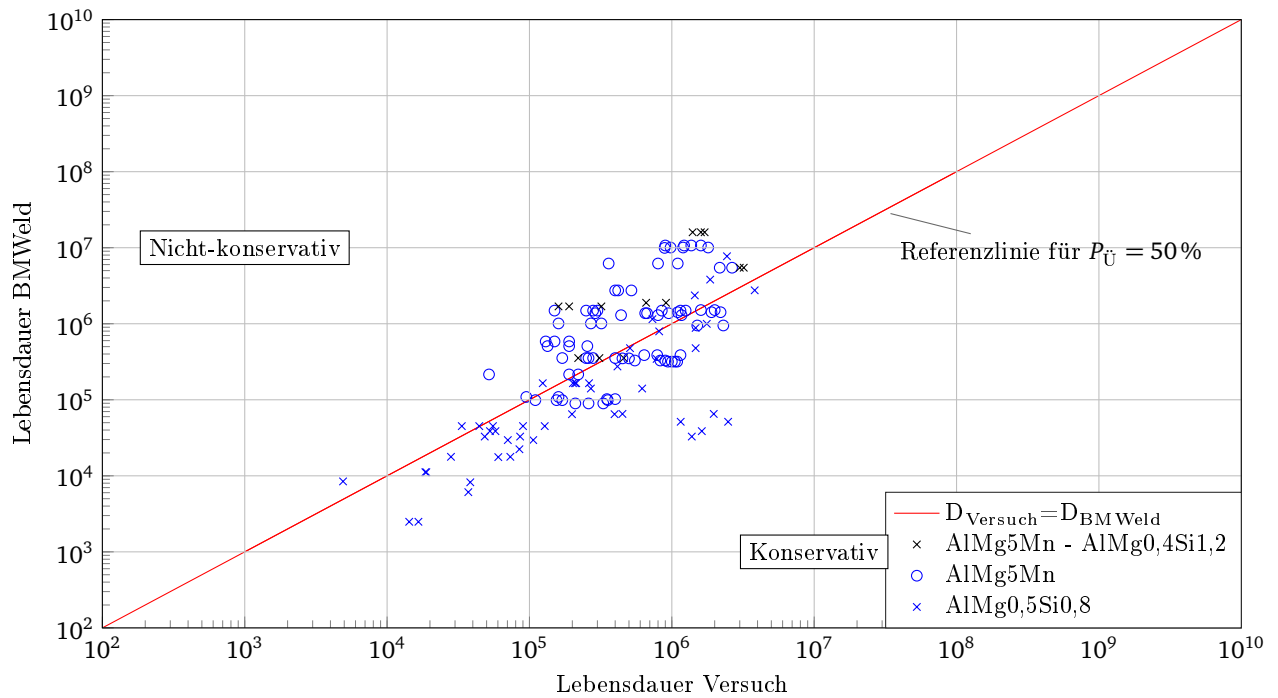


Abbildung G.24.: Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Materialien.

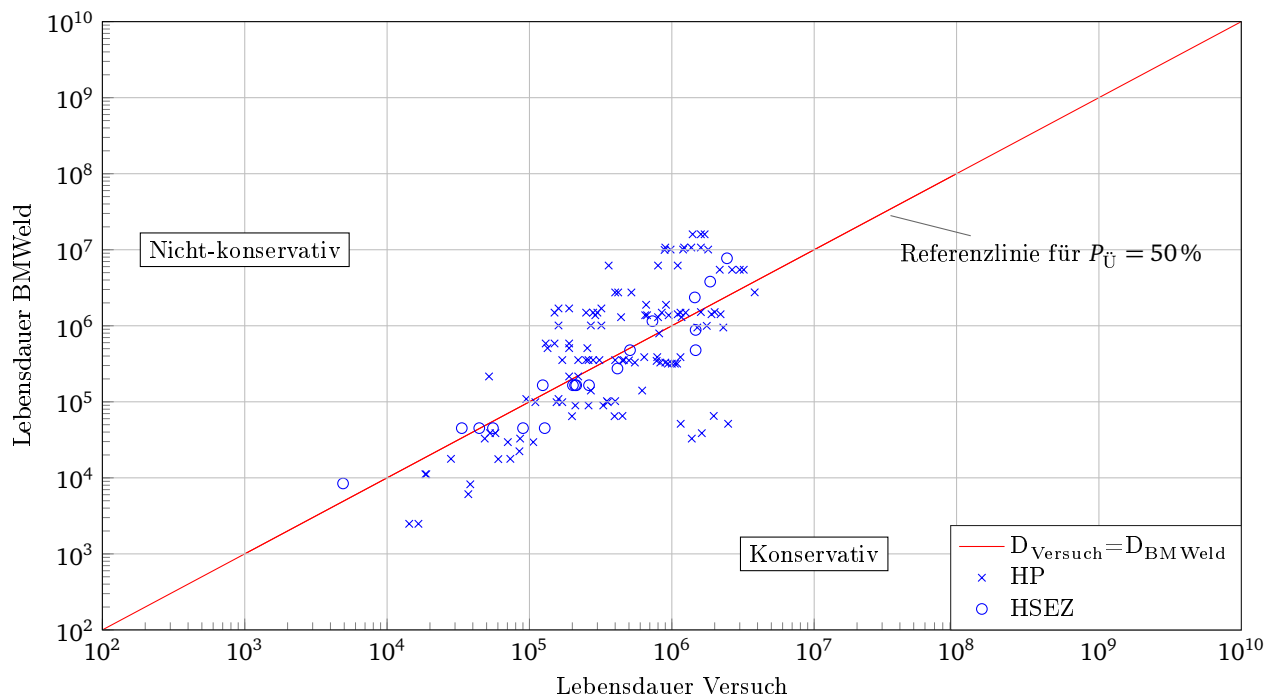


Abbildung G.25.: Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, direkte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp.

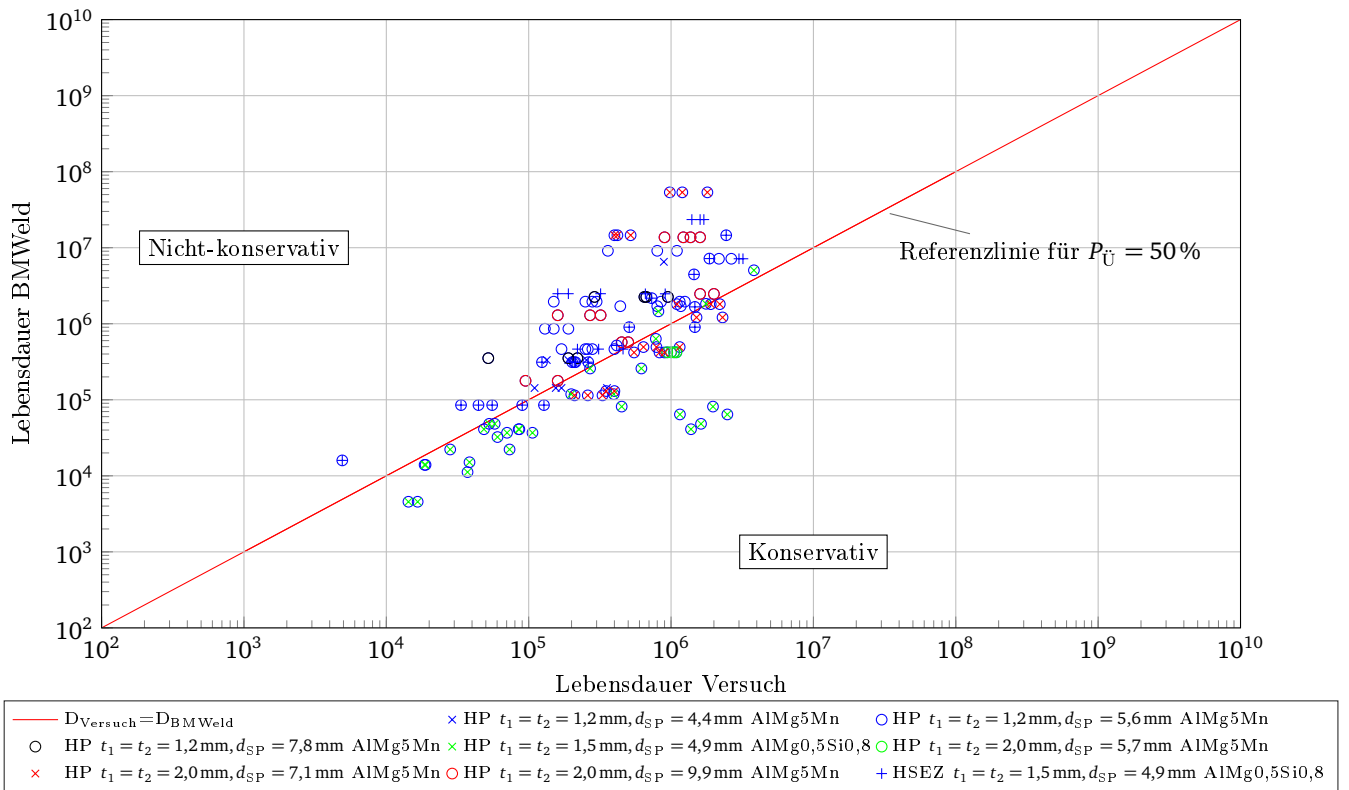


Abbildung G.26.: Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp, geometrischen Größen und Belastung.

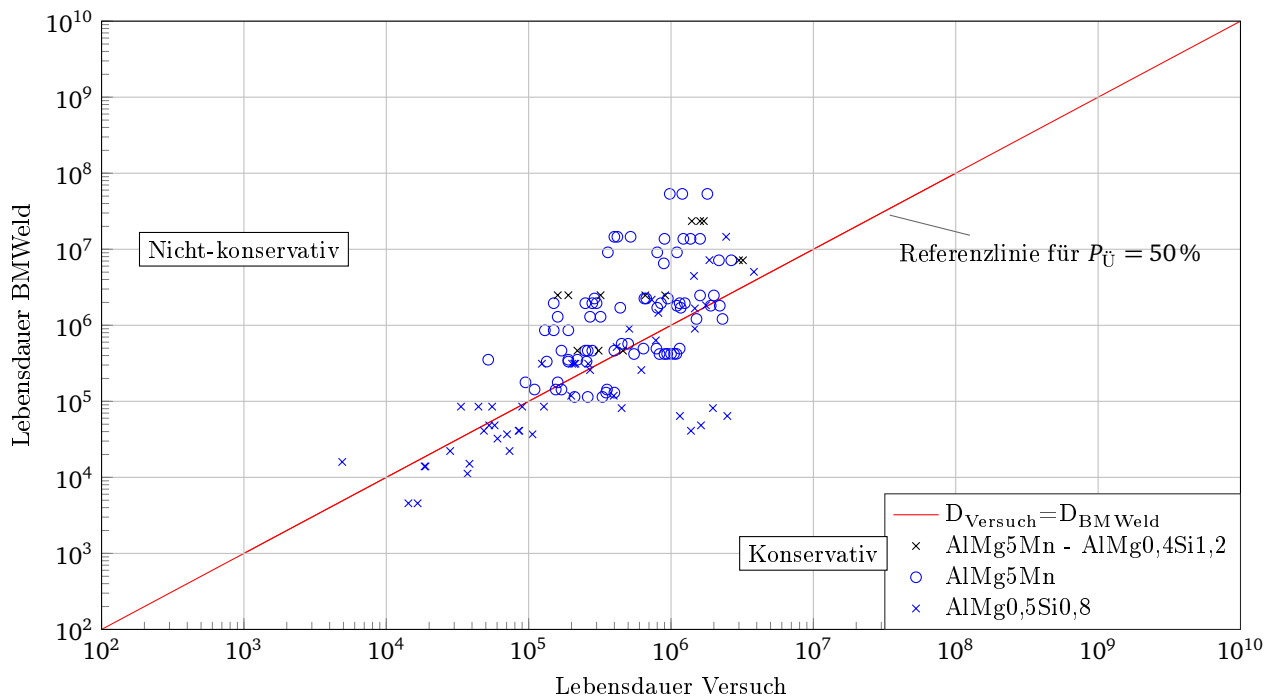


Abbildung G.27.: Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Materialien.

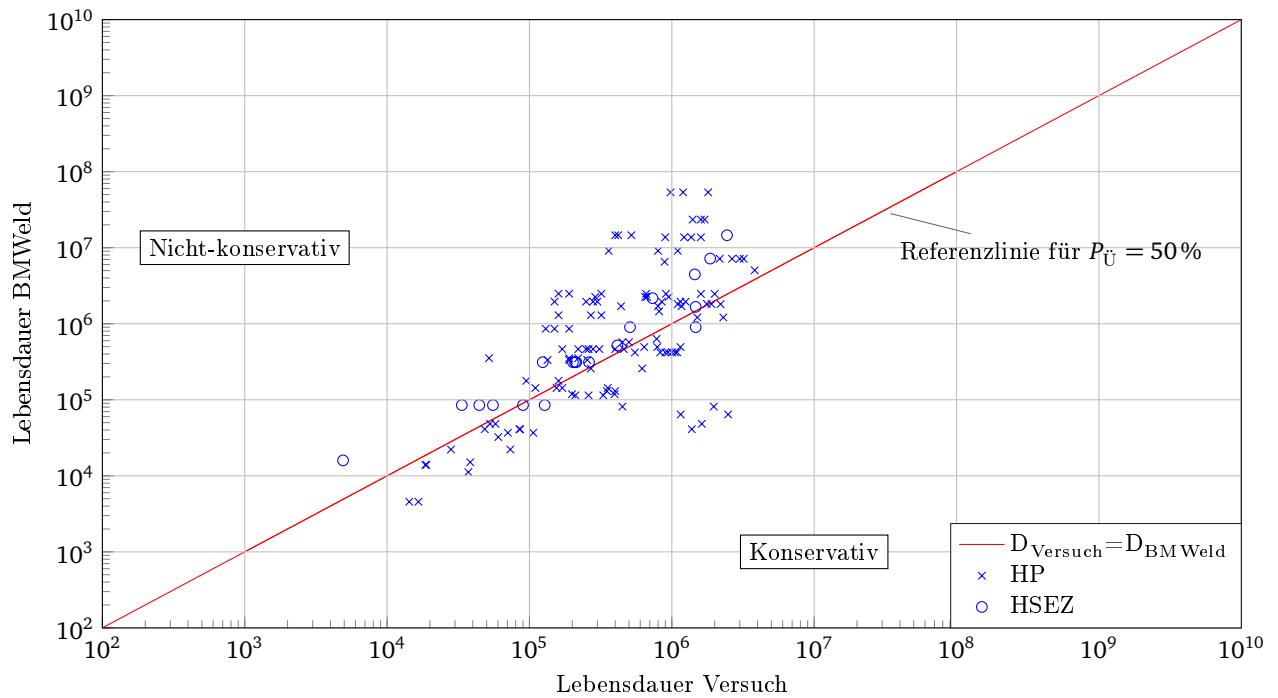


Abbildung G.28.: Lebensdauerdiagramm für 16 Anbindungspunkte, grobe Schweißpunktvernetzung, indirekte Anbindung an das Netz und Auswertung der betragsmäßig größten Hauptnormalspannung. Unterscheidung nach Probentyp.



Sebastian Lohse

Lebenslauf

Beruflicher Werdegang

- seit 06/2015 **FoVe-Projektleiter**, *BMW Group*, München.
- Betreuung innovativer Vorentwicklungsthemen im Antriebsstrang
 - Durchführung von FEM-Berechnungen mit den Solvern Nastran und Abaqus
 - Durchführung von numerischen Lebensdaueranalysen mit ECS FemFat
 - Toolentwicklung in Mathworks Matlab und Simulink
- 10/2011 bis 06/2012 **Ingenieur**, *Voith Engineering Services GmbH*, München.
- Per Arbeitnehmerüberlassung bei der BMW AG als Ingenieur im Bereich der Betriebsfestigkeit
- Abgleich von experimentellen und numerischen Lebensdaueranalysen
 - Durchführung von FEM-Berechnungen mit den Solvern Nastran und Abaqus
 - Durchführung von numerischen Lebensdaueranalysen mit den Programmen LMS Falancs und ECS FemFat
 - Programmierung von Tools in Excel und VBA
- 07/2011 bis 06/2012 **Technischer Berechner**, *Voith Engineering Services GmbH*, Chemnitz.
- FEM-Berechnungsprojekte im Bereich Automotive und Eisenbahnwesen
- Schweißnahtauswertungen nach Eurocode 3 und DVS 1612
 - Schraubenauslegung nach VDI 2230
 - Durchführung von FEM-Berechnungen mit dem Solver Nastran

Akademischer Werdegang

- 10/2006 bis 01/2012 **Diplomstudiengang Fahrzeugbau: Werkstoffe und Komponenten**, *TU Bergakademie Freiberg*.
- 01/2011 bis 07/2011 **Diplomarbeit**, *Voith Engineering Services GmbH*, Chemnitz.
- Thema: Akustische Optimierung einer Zug-Trennwand mit Validierung der Ergebnisse, Note: 1,7
- 08/2009 bis 04/2010 **Praxissemester**, *Brose Fahrzeugteile GmbH & Co KG*, Bamberg.
- Thema: Tribologische Grundsatzversuche auf Modell-Ebene: System Stift-Scheibe, Note: 1,0

Schulbildung

- 2003 bis 2006 **Abitur**, *Berufliches Schulzentrum für Technik und Wirtschaft*, Freital.
- Leistungskurse Informatik und Englisch, Besondere Lernleistung in Geschichte, Abiturdurchschnitt: 1,2
- 1997 bis 2003 **Abitur**, „Glückauf“-Gymnasium, Dippoldiswalde.
-